

J A E R I - M
93-236

加圧水型炉の蒸気発生器伝熱管
破断事故における破断流量の評価

1993年12月

黒田 猛*・渡辺 正・久木田 豊

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

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

JAERI-M reports are issued irregularly.

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

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1993

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 ニッセイエプロ株式会社

加圧水型炉の蒸気発生器伝熱管破断事故における破断流量の評価

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部

黒田 猛*・渡辺 正・久木田 豊

(1993年11月11日受理)

蒸気発生器伝熱管破断事故(SGTR)は、加圧水型炉(PWR)の設計基準事象の一つであり、安全評価では伝熱管一本の瞬時両端破断を想定する。この場合、破断流量は、1次系-2次系間の差圧、1次系冷却材の未飽和度、及び破断発生位置に依存する。本報告書では、原研のLSTF装置を用いて行なったSGTR実験の解析によりRELAP5/MOD2コードの破断流量予測性能の検証を行い、さらにこのコードを用いて実機における破断流量を予測した結果について述べる。

実験解析においては、破断口で二相臨界流を生ずる場合を含め、RELAP5/MOD2コードは二相流及び单相流の破断流量を良好に再現した。実機のSGTR解析では、破断がコールドレグ側の管板直上において生ずる場合にコールドレグ側及びホットレグ側破断口からの合計破断流量が最大となるという結果が得られた。また、破断流量を予測する際の簡便な方法として、破断伝熱管をモデル化しないで1次系と2次系を直接結ぶジャンクションによって破断口を表し、流出係数によって破断伝熱管の流動抵抗の影響を考慮するという方法があるが、この方法では入口未飽和度の影響を正確に表すことができず、破断伝熱管をモデル化した場合に比べ最大数10%の差異が生じることが示された。

Break Flow Modeling for a Steam Generator Tube Rupture (SGTR)
Incident in a Pressurized Water Reactor (PWR)

Takeshi KURODA^{*}, Tadashi WATANABE and Yutaka KUKITA

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

(Received November 11, 1993)

The design-basis steam generator tube rupture (SGTR) scenario for the pressurized water reactor (PWR) postulates an instantaneous double-ended break of a steam generator (SG) U-tube. The flow rate through the broken U-tube depends on the primary-to-secondary side differential pressure in the affected SG, the primary coolant subcooling, and the break location along the U-tube. In this report, the RELAP5/MOD2 code's capability in predicting the SGTR break flow rate is assessed against experiments conducted on the Large Scale Test Facility (LSTF). The code is then used to predict break flow rate in the PWR for typical SGTR situations. It is shown that the code simulates well the break flow rates in the LSTF experiments for both single-phase and two-phase discharges, including two-phase critical flow discharge. The calculated PWR break flow rate takes a maximum for a break occurring at the lower end of the U-tube, on its cold leg side, because of the combined influence of tube-inlet fluid subcooling and frictional pressure drop along the broken tube. Modeling the tube frictional pressure drop is important to predict the break flow rate dependence on inlet fluid sub-

* On leave from Sumitomo Heavy Industries, Inc.

cooling; simplified break flow modeling which applies a constant discharge coefficient less than unity, instead of modeling explicitly the tube frictional length, fails to predict the change in break flow rate accurately if the inlet subcooling varies for a wide range.

Keywords: PWR, Steam Generator Tube Rupture, Break Flow, Two-phase Flow, ROSA-IV, LSTF, RELAP5/MOD2.

目 次

1. まえがき	1
2. SGTR実験解析によるRELAP5/MOD2コードの検証	2
2.1 解析コード	2
2.2 実験装置及び実験方法	3
2.3 実験解析	4
3. 実機SGTRにおける破断流量の評価	8
3.1 破断発生位置の影響	8
3.2 破断伝熱管における管摩擦の影響	9
4. まとめ	11
参考文献	12

Contents

1. Introduction	1
2. Verification of RELAP5/MOD2 Code Based on SGTR Test Analysis	2
2.1 Analytical Code	2
2.2 Test Facility and Test Procedure	3
2.3 Test Analysis	4
3. Evaluation of Break Flow Rate at Plant SGTR	8
3.1 Influence of Break Location along the U-tube	8
3.2 Influence of the Tube Friction	9
4. Summary	11
References	12

1. まえがき

蒸気発生器伝熱管破断事故 (steam generator tube rupture: SGTR) は、加圧水型炉 (pressurized water reactor: PWR) の設計基準事象の一つである。SGTR時に破断伝熱管を通じて1次系から2次系に流出する冷却材流量 (破断流量) の予測は、環境への放射性物質放出量を評価する上で特に重要である。

SGTRに関する安全評価では伝熱管一本の瞬時両端破断を想定し、破断流量は一般に簡略なモデルによって計算される。例えば、文献[1]では、破断直後の流量を保守的に (過大に) 評価し、以後の流量は、破断が生じた蒸気発生器 (steam generator: SG) における1次系と2次系との間の差圧の平方根に比例して変化するものとしている。このような安全評価モデルの考え方は、破断流量の考え得る上限値を求め、これによって環境への影響を保守的に評価するための方法としては妥当と考えられる。しかし、破断流量の現実的な評価のためには、さらに詳細な解析が必要である。その際、考慮すべき因子としては以下の2つがある。

① 1次系、2次系の圧力・温度の時間変化による影響

SGTRにおいては、非常用炉心冷却系 (emergency core cooling system: ECCS) が正常に機能すれば、1次系冷却材保有量の減少は少く、1次系冷却材温度は、飽和温度以下に維持される[2]。つまり、破断伝熱管入口での流れは常に未飽和水である。しかし、事故の比較的初期においては、1次系冷却材温度がSG2次側飽和温度を上回るため破断伝熱管内で減圧沸騰がおり、二相流を生ずる。特に、破断直後のように1次系と2次系の差圧が大きい場合には、破断口において二相臨界流を生ずる可能性がある。一方、事故発生後の時間経過とともに1次系冷却材温度が低下して2次側飽和温度以下となると、破断伝熱管内の流れは水単相流となる。従って、破断流量の正確な評価のためには、このような破断伝熱管内の流動の変化を考慮することが必要である。

② 破断の発生位置による影響

SGTR時の破断流量は、単相流、二相流のいかんを問わず、管摩擦による流動抵抗の影響を強く受ける。これは、管長と破断口径の比 (L/d) が大きい (35~1000) という、SGTR特有の破断形状のためである。このため、破断口の位置 (入口から破断口までの管長) によって、コールドレグ側及びホットレグ側の破断口からの流出流量がそれぞれ変化し、これらの総和もまた変化すると予想される[3]。事故初期においてはコールドレグとホットレグの冷却材温度が異なることも、破断流量の評価において考慮すべきである。

SGTR時の破断流量に関する解析コードの性能評価のためには、SGTR時の圧力、温度条件ならびに破断形状を模擬した実験が必要であると考えられるが、著者らの知る限

りそのような実験例はない。管長／口径比 (L/d) の大きな管路からの二相流放出に関しては、いくつかの実験例 [4-7] があるが、いずれも流体飽和圧力に比べて背圧が著しく低く、管路出口で二相臨界流を生ずる場合を対象としている。一方、SGTR時の1次系冷却材飽和圧力と2次系圧力の比は比較的小さく、この比が比較的大きい破断直後の期間を除き、二相臨界流が発生する可能性は少ない。

本報告書では、SGTR時の破断流量について、まず、原研のROSA-IV計画及びROSA-V計画において LSTF装置 [8] を用いて行なったSGTR実験の解析により、冷却材喪失事故 (loss-of-coolant accident: LOCA) 解析コード RELAP5/MOD2 [9] の破断流量予測性能の検証を行った結果を示す。この実験は、伝熱管最上部付近での破断を模擬したものである。次に、このコードを用いて破断口位置が流出流量に及ぼす影響や、管摩擦を考慮しない簡易計算の予測精度を調べた結果について報告する。

2. SGTR実験解析によるRELAP5/MOD2コードの検証

原研のROSA-IV計画 (平成4年度終了) 及びROSA-V計画 (平成3年度発足) では、熱水力総合実験装置 LSTF (Large Scale Test Facility) により合計11回の SGTR実験を行っている。これらの実験の主要なものは LOCA 解析コード RELAP5/MOD2 [9]、TRAC-PP1/MOD1 [10]、CATHARE-2 [11] により解析され、コードの性能評価に役立てられている [12-16]。ここでは、RELAP5/MOD2コードの破断流量予測性能を調べるため、実験における破断伝熱管模擬ノズルの上流、下流側の圧力、温度の実測値を境界条件として用い、破断流量の計算を行う。

2.1 解析コード

RELAP5/MOD2 [9] は、二流体モデルに基づくLOCA解析コードであり、二相流における気液相間の熱的非平衡 (温度差) や機械的非平衡 (速度差)、二相流と壁面との摩擦による圧力損失などを評価するための解析モデルを有している。本解析では同コードの Cycle36.05 を用いた。

LOCA解析コードで破断口における二相臨界流量を求める方法としては、コードの基礎方程式を用いて計算する方法と、基礎方程式とは独立なモデルを用いて計算する方法の2通りのアプローチがあり、RELAP5/MOD2では前者の方法をとっている。ただし、臨界流の発生の有無については、熱的平衡を仮定し付加質量効果を近似的に考慮した独立の判定基準 (choking criterion) によって判断し、この基準が満たされる場合、基礎方程式と判定基準式を連立して解くことにより気液各相の臨界流速を決定する。本コードにおいて、臨界流オプション (choking option) の使用を選択するとこのような計算が行われ、選択しないと基礎方程式のみによる計算が行われる。

りそのような実験例はない。管長／口径比 (L/d) の大きな管路からの二相流放出に関しては、いくつかの実験例 [4-7] があるが、いずれも流体飽和圧力に比べて背圧が著しく低く、管路出口で二相臨界流を生ずる場合を対象としている。一方、SGTR時の1次系冷却材飽和圧力と2次系圧力の比は比較的小さく、この比が比較的大きい破断直後の期間を除き、二相臨界流が発生する可能性は少ない。

本報告書では、SGTR時の破断流量について、まず、原研のROSA-IV計画及びROSA-V計画において LSTF装置 [8] を用いて行なったSGTR実験の解析により、冷却材喪失事故 (loss-of-coolant accident: LOCA) 解析コード RELAP5/MOD2 [9] の破断流量予測性能の検証を行った結果を示す。この実験は、伝熱管最上部付近での破断を模擬したものである。次に、このコードを用いて破断口位置が流出流量に及ぼす影響や、管摩擦を考慮しない簡易計算の予測精度を調べた結果について報告する。

2. SGTR実験解析によるRELAP5/MOD2コードの検証

原研のROSA-IV計画 (平成4年度終了) 及びROSA-V計画 (平成3年度発足) では、熱水力総合実験装置 LSTF (Large Scale Test Facility) により合計11回の SGTR実験を行っている。これらの実験の主要なものは LOCA 解析コード RELAP5/MOD2 [9]、TRAC-PP1/MOD1 [10]、CATHARE-2 [11] により解析され、コードの性能評価に役立てられている [12-16]。ここでは、RELAP5/MOD2コードの破断流量予測性能を調べるため、実験における破断伝熱管模擬ノズルの上流、下流側の圧力、温度の実測値を境界条件として用い、破断流量の計算を行う。

2. 1 解析コード

RELAP5/MOD2 [9] は、二流体モデルに基づくLOCA解析コードであり、二相流における気液相間の熱的非平衡 (温度差) や機械的非平衡 (速度差)、二相流と壁面との摩擦による圧力損失などを評価するための解析モデルを有している。本解析では同コードの Cycle36.05 を用いた。

LOCA解析コードで破断口における二相臨界流量を求める方法としては、コードの基礎方程式を用いて計算する方法と、基礎方程式とは独立なモデルを用いて計算する方法の2通りのアプローチがあり、RELAP5/MOD2では前者の方法をとっている。ただし、臨界流の発生の有無については、熱的平衡を仮定し付加質量効果を近似的に考慮した独立の判定基準 (choking criterion) によって判断し、この基準が満たされる場合、基礎方程式と判定基準式を連立して解くことにより気液各相の臨界流速を決定する。本コードにおいて、臨界流オプション (choking option) の使用を選択するとこのような計算が行われ、選択しないと基礎方程式のみによる計算が行われる。

2. 2 実験装置及び実験方法

2.2.1 装置概要

LSTF [8]は、4ループPWR（熱出力 3423 MW）を体積比 1/48、高さ比 1/1で模擬した熱水力総合試験装置であり、PWRの小破断LOCAやトランジェントを実機と同一の圧力、温度で模擬することができる。ただし、炉心は出力10 MW（実機定格出力の14%相当）の電気ヒーターで模擬しており、実機2ループを一つのループで模擬している。また、本装置は、2ループPWRをも良好に模擬しており、この時の体積比は約1/21である。本装置の概念図を図1に示す。

2.2.2 SGTR模擬方法

LSTFにおいてSGTRを模擬するため、図2に示す破断模擬ラインを用いる。破断模擬ラインは、SG入口プレナムと2次側の底部を結んでおり、このラインに設けた弁を開くことによって1次系から2次系への流出を模擬する。弁の下流には、破断伝熱管を模擬するためのノズル（破断ノズル）が設置されている。すなわち、破断伝熱管のコールドレグ側及びホットレグ側の両方を1本のノズルで模擬している。破断流量は、ノズル上流側のベンチュリ流量計によって計測する。なお、流量計における流れは実験の全期間を通じ水単相流（未飽和水）である。

2.2.3 破断流量のスケーリング

図2に示す破断ノズルは、2ループPWRにおける伝熱管上端付近における伝熱管一本の両端破断を模擬するために用いたもので、内径 $d=6.2$ mm、長さ $L=1.8$ mの垂直直管であり、以下に述べるように流路面積、管摩擦は、2ループPWRにおいて伝熱管上端付近で両端破断が生じた場合に近似的に対応している。ノズル入口、出口での形状損失 K_{in} 、 K_{out} は、文献[17]からそれぞれ0.225及び1.0と評価される。

破断ノズルの管摩擦係数 λ を、常温の水単相流による圧損測定実験[18,19]及び2ループPWRのSGTRを模擬した実験(SB-SG-06[20]及びSB-SG-07[2])の結果から評価した。結果を図3に示す。常温水単相流による測定は、レイノルズ数 $Re = 3 \times 10^4 \sim 2 \times 10^5$ （ノズル出入口間差圧 = 0.17~3.8 MPa）の範囲について行った。得られた管摩擦係数はほぼ一定で約0.022であり、これに対応する実効内面粗さ ε は、Moody線図[21]によれば約 6×10^{-6} m ($\varepsilon/d=0.001$) と評価される。SGTR実験については、ノズル入口温度がSG2次側飽和温度よりも低くノズル内の流れがすべて単相流であった期間（例えば、SB-SG-06実験においては、1200秒以後）について、計測された破断流量、圧力、温度から管摩擦係数を求めた。得られた値は $Re = 1.3 \times 10^5 \sim 1.6 \times 10^6$ の範囲において約0.020であり、常温水のデータ同様、Moody線図において $\varepsilon/d=0.001$ の場合に相当する。なお、SGTR実験時のレイノルズ数範囲上限（破断直後に生ずる）は約 3×10^6 である。

ノズル内の流れが単相流である時、ノズル出入口間の差圧 Δp は次式により表される。

$$\Delta p = 1/2 \cdot (K/\rho) \cdot (W/A)^2$$

ここで、 K は全損失係数で $K = K_{in} + K_{out} + \lambda \cdot L/d$ であり、 ρ は流体密度、 W は質量流量、 A は管断面積である。上式より、実機と実験装置の間の破断流量比を体積比に一致させるためには、 $A/K^{1/2}$ の比を体積比に一致させれば良い。試みに破断直後の状態について求めると、実機伝熱管（最上部での破断）と本ノズルの全損失係数 K はそれぞれ6.98 ($Re=8 \times 10^6$)及び7.03 ($Re=3 \times 10^6$)である。（実機伝熱管については、 $K_{in}=0.5$ 、 $K_{out}=1.0$ と仮定した。管内面粗さを文献[3]に従い 3×10^{-6} mとすると、 $Re=8 \times 10^6$ において $\lambda=0.012$ であり、 $L=9$ mの場合、 $K=6.98$ となる。）実機と実験装置の破断面積 A はそれぞれ 6.10×10^{-4} m²（二つの破断口の合計）及び 3.02×10^{-5} m²であるから、 $A/K^{1/2}$ の比は20.3となり、2ループPWRに関する本装置の体積比1/21にほぼ一致する。

以後の解析において示すように、設計基準事象SGTRないしそれに近い事故条件においては、ほとんどの期間を通じ、破断伝熱管内の圧力降下の大部分は水単相流によるものである。従って、上記のように単相流に関して破断流量がスケールされていれば、ノズル内で二相流が発生する期間についても破断流量を近似的にスケールすることができると思われる。

2.3 実験解析

解析コードの予測性能の評価においては、破断伝熱管内の流れが二相流となる場合が主たる関心の対象となる。流れが破断伝熱管の全長にわたり水単相流である場合、解析上の困難はない。なお、設計基準事象SGTRないしそれに近い事故条件においては、破断後の約20～30分間のみ二相流が生じ、それ以後は水単相流となる[2]。これは、健全SGを用いた1次系冷却操作や、ECCSによる冷水の注入のため1次系冷却材温度の低下が進むためである。また、破断直後の1次系と2次系の差圧が大きい期間には、破断口において二相臨界流を生じる可能性がある。

ここでは、設計基準事象SGTRに近い条件を模擬した実験と、SG2次側の破断を伴うSGTR実験とにおける破断流をそれぞれ解析し、コードの性能評価を行う。

2.3.1 SGTR模擬実験

(1) 実験の概要

設計基準事象SGTRに近い条件に関する実験例として、ROSA-IV計画実験SB-SG-06[12, 15, 20]を取り上げる。本実験は、2ループPWRにおける伝熱管上端付近での両端破断を

模擬したものである。図4に、この実験における破断ライン計測点の位置を示す。

(2) 解析方法

図5に、解析に用いた入力モデルのノーディングを示す。破断ノズルを12ノードに均等分割し、ノズル管内面粗さは、別途実施した水単相流での圧損測定に基づく値 (6×10^{-6} m) を用いた。

解析では、破断ノズル入口・出口における実測値を境界条件として用いた。使用した実験データは、ノズル入口直上流における流体圧力 (PE580-BU)、SG入口プレナム温度 (TE-IN0641-SGB) と、SG2次側蒸気ドーム圧力 (PE450-SGB) である。この実験では破断ノズル直上流での温度計測 (TE591D-BU) の応答速度に問題があったため、代わりにSG入口プレナムでの温度を入口側境界条件として用いることとし、このためSG入口プレナムから破断ノズル入口までの破断模擬ライン配管もモデル化した。図6、図7に、これらの圧力、温度の時間変化を示す。なお、比較のため、図7にはノズル上流圧力及び下流圧力にそれぞれ対応する飽和温度 ($T_{sat, in}$ 及び $T_{sat, out}$) をあわせて示す。ノズル入口温度は常に入口圧力における飽和温度より低く、ノズル入口の状態は常に水単相流であった。

なお、破断模擬ライン内の水は破断前には停滞して低温となっていたため、ノズル入口温度はこの低温水や低温の破断模擬ライン構造物への熱伝達による影響を受け、破断開始から約200秒間にわたりSG入口プレナム温度よりかなり低かったと考えられる。従って、この期間については、ノズル入口温度としてはガンマ線密度計 (DE591-BU-EU) による流体密度計測値と圧力 (PE580-BU) から求めた温度 (図7中にプロット) を使用した計算を併せて行った。200秒以後については、密度から求めた温度はSG入口プレナム温度にほぼ一致している。すなわち、これ以後の期間については、SG入口プレナム温度を境界条件として使用したことは妥当であったと考えられる。また、破断流量は、ノズル上流側のベンチュリ流量計 (FE570B-BU) によって計測しているが、ベンチュリ差圧に基づく流量の算出にあたってはガンマ線密度計による密度計測値を使用した。

(3) 解析結果

破断流量に関する解析結果と実験結果の比較を図8、図9に示す。図8に示すように、SG入口プレナム温度を境界条件として使用した計算は、破断初期の約200秒間、上記の理由により実測値と異なっているが、その後は良く一致している。一方、密度から求めたノズル入口温度を用いた計算は、図9に示すように破断初期の約200秒間についても実験結果と良く一致している。なお、約1200秒以後は入口温度がSG2次側飽和温度以下となるためノズル内の流れは全て単相流であり、コードによる破断流量の予測に関しななら問題はない。

図10、図11にノズル内クォリティの分布を示す。破断ノズル内の流れは最下流ノード (第12ノード) の温度が下流側飽和温度まで上昇した時点 (破断後約80秒) で水単

相流から二相流に変化した。ノズル内のクオリティは、ノズル入口からの距離とともに増加する。

図12、図13に示すように、ノズル出口ノードにおける圧力は約360秒以後、下流側圧力に近く、臨界流は発生していないと考えられる。図14に破断後100秒及び300秒におけるノズル内圧力分布を示す。圧力はノズル出口に向って直線的に低下し、入口温度における飽和圧力に達した後は減圧沸騰による体積流量の増加のため圧力勾配が急峻となる。飽和圧力をやや下回る圧力において臨界流の発生が計算され、この結果、ノズル出口において圧力が不連続となっている。この図では参考のため、非臨界流オプションを選択した（すなわち、臨界流オプションを選択しない）計算結果も示している。非臨界流オプションを用いた計算では出口ノード圧力が下流側の圧力に近づくが、臨界流オプションの場合との相違は小さく、特に300秒のケースでは両者はほぼ一致している。

この実験では、破断ライン内の初期低温水の影響もあって、臨界流の発生期間が短かったが、臨界流、非臨界流のいかんによらず、二相流破断流量が良好に予測された。なお、二相臨界流量の予測については、次節において別の実験を解析し、さらに検討を加える。

2.3.2 主蒸気管の破断を伴うSGTR模擬実験

(1) 実験の概要

2.3.1で取り上げたSGTR実験では、二相臨界流は破断後80～360秒の比較的短い期間のみ発生した。破断後80秒まで臨界流が発生しなかったのは、破断模擬ライン内の水が破断前に停滞し低温となっていたためであり、実機では破断直後から臨界流が発生すると考えられる。本節では、破断伝熱管内に二相臨界流が比較的長時間形成されたと考えられる実験例として、ROSA-V計画実験SB-SG-11を取り上げる。本実験は、主蒸気管の破断に伴うSGTRを模擬したものである。

すでに述べたように、設計基準事象SGTRないしそれに近い事故条件においては、破断口において二相臨界流を生じる可能性があるのは、破断直後の1次系と2次系の差圧が大きい期間のみである。一方、ここで取り上げる実験では主蒸気管の破断のため破断SG2次側が減圧するため、1次系と2次系の差圧が大きい状態が持続し、二相臨界流が長時間生じたと考えられる。

なお、本実験に関連する事故シナリオとしては、主蒸気管の破断に伴うSG2次側の減圧によって伝熱管が破損する、あるいは、伝熱管の破断に伴うSG2次側の圧力上昇によって逃し弁が開き開固着する、といったものが考えられる（いずれもその確率は低い）が、本実験では主蒸気管破断とSGTRが同時に発生するものとしている。

図15に、この実験における破断ライン計測点の位置を示す。

(2) 解析方法

図16に解析に用いた入力モデルのノーディングを示す。2.3.1の場合と同様、破断ノズルを12ノードに均等分割し、破断ノズル入口・出口における実測値を境界条件として用いた。使用した実験データは、ノズル入口直上流における流体圧力 (PE580-BU) 温度 (TE580C-BU) と、ノズル出口直下流における圧力 (PE590-BU) である。図17、18にこれらの圧力、温度の時間変化を示す。なお、比較のため、図17にはノズル出入口間の差圧を、図18には、ノズル上流圧力及び下流圧力にそれぞれ対応する飽和温度 ($T_{sat. in}$ 及び $T_{sat. out}$) をあわせて示す。図18に示すように、ノズル入口温度は常に入口圧力における飽和温度より低く、ノズル入口の状態は常に水単相流であった。なお、実験初期にノズル入口温度が低いのは、SB-SG-06実験と同様、実験開始に先立ち破断模擬ライン内に滞留していた水が放熱により冷えたためである。

本解析では、破断ノズル出口のジャンクションにRELAP5コードの二相臨界流オプションを適用しない場合についても計算を行った。以下の図表に示すのは、特に断らないかぎり二相臨界流オプションを適用した計算結果である。

(3) 解析結果

図19は破断流量の解析結果と実験結果との比較を示す。解析結果は実験結果と良く一致している。破断ノズル内の流れは最下流ノードの温度が下流側飽和温度まで上昇した時点 (破断後約27秒) で水単相流から二相流に変化した。また臨界流オプションを使用しない計算においては、ノズルのノード数の増加と共に破断流量は減少し、24ノードとした時に臨界流オプションを適用した場合の破断流量にほぼ一致した。このように流量がノード数に依存する理由は本節の最後に述べる。

図20、図21に示すように、ノズル内のクオリティ及びボイド率は、ノズル入口からの距離とともに増加する。図18に示すように、約100秒以後入口温度の変化は少ないが、下流側飽和温度が時間とともに低下するため、ノズル内の沸騰開始点は時間とともに上流側に移動した。

なお、図18に示すように、実験では破断に先立ち破断ラインは低温の水で満たされており、この影響が消失するまで破断後約100秒を要した。この期間については、ノズル上流温度については、測定位置における流体温度の不均一の影響を受けている可能性がある。また、流量計についても、密度の計算に用いた温度計の位置と、流量計スロート位置とのずれ等が誤差の要因となった可能性がある。

図22はノズル下流端ノードにおける圧力の計算結果であり、臨界流オプションを使用しない結果も比較のために示す。臨界流オプションを使用した標準的な計算においては、ノズル下流端ノード圧力は入口温度における飽和圧力よりわずかに低い値に維持される。他方、臨界流オプションを使用しない計算では、ノズル下流端ノード圧力はSG2次側圧力に近い。

図23に、ノズル内圧力分布の解析結果を示す。臨界流オプションを使用した計算については、2.3.1のケース (SB-SG-06実験) と同様である。すなわち、圧力はノズル出

口に向って直線的に低下し、入口温度における飽和圧力に達した後は減圧沸騰による体積流量の増加のため圧力勾配が急峻となる。飽和圧力をやや下回る圧力において臨界流の発生が計算され、この結果、ノズル出口において圧力が不連続となっている。一方、臨界流オプションを使用しない計算では、ノズル下流端ノードの圧力が下流側圧力まで低下し、ノズル出口ではなくノズルの内部で超音速流への遷移が生じていることを示す。この結果、ノズル出口における二相流の体積流量は臨界流モデルを使用した計算に比べて著しく大きくなっているが、質量流量については約7%大きくなるにすぎない(すでに述べたようにこの差はノード数の増加と共に減少する)。これは、臨界流オプションを使用した場合に適用される臨界流判定条件(choking criterion)が、本コードの基礎式によって計算される臨界流現象と良く一致することを示唆している。また、すでに述べたように臨界流オプションを用いない場合に、流量がノード数に依存するのは、ノズル下流端での圧力勾配が大きくなるためである。

3. 実機SGTRにおける破断流量の評価

3.1 破断発生位置の影響

前章で行った実験解析により、破断口出口で二相臨界流を生じる場合及び生じない場合のいずれにおいても、RELAP5/MOD2コードにより破断流量を良好に予測できることが確認され、また破断ノズル内の圧力降下が破断流量に支配的な影響を及ぼすことが示された。これは破断ノズルの長さ、すなわち、ノズル入口から破断口までの距離により破断流量が変化することを示している。実機SGTRにおいて全破断流量は、SG入口プレナム側とSG出口プレナム側からの破断流量の和となるため、この破断位置の影響は無視できない。そこで本章では実機SGTRの破断位置依存性についてRELAP5コードを用いて検討する。

SGTR事象においては、破断口位置により破断流量が変化すると、これによって1,2次系の圧力挙動も変化する。しかし、ここでは破断流量の破断位置依存性を明瞭に示すため、1,2次系の状態は破断位置によらないものとして解析を行う。またSGTR事象の推移において典型的と考えられる2つの時点における1,2次系の状態を、破断伝熱管入口、出口における境界条件として与えることにより解析を行う。

3.1.1 解析方法

入力モデルは、実機伝熱管1本を模擬しており、伝熱管内径 19.7 mm、全長 21.678 m、管内面粗さは 3×10^{-6} mとした。破断位置については、図24に示すとおり、SG入口プレナムから 0.668 m (管板直上)、同 6.0 m、同 10.839 m (最上部)、同 15.678 m (出口プレナムから 6.0 m)、同 21.01 m (出口プレナムから 0.668 m、管板直上) の5ケースとした。計算は、破断伝熱管のホットレグ側およびコールドレグ側につい

口に向って直線的に低下し、入口温度における飽和圧力に達した後は減圧沸騰による体積流量の増加のため圧力勾配が急峻となる。飽和圧力をやや下回る圧力において臨界流の発生が計算され、この結果、ノズル出口において圧力が不連続となっている。一方、臨界流オプションを使用しない計算では、ノズル下流端ノードの圧力が下流側圧力まで低下し、ノズル出口ではなくノズルの内部で超音速流への遷移が生じていることを示す。この結果、ノズル出口における二相流の体積流量は臨界流モデルを使用した計算に比べて著しく大きくなっているが、質量流量については約7%大きくなるにすぎない（すでに述べたようにこの差はノード数の増加と共に減少する）。これは、臨界流オプションを使用した場合に適用される臨界流判定条件（choking criterion）が、本コードの基礎式によって計算される臨界流現象と良く一致することを示唆している。また、すでに述べたように臨界流オプションを用いない場合に、流量がノード数に依存するのは、ノズル下流端での圧力勾配が大きくなるためである。

3. 実機SGTRにおける破断流量の評価

3.1 破断発生位置の影響

前章で行った実験解析により、破断口出口で二相臨界流を生じる場合及び生じない場合のいずれにおいても、RELAP5/MOD2コードにより破断流量を良好に予測できることが確認され、また破断ノズル内の圧力降下が破断流量に支配的な影響を及ぼすことが示された。これは破断ノズルの長さ、すなわち、ノズル入口から破断口までの距離により破断流量が変化することを示している。実機SGTRにおいて全破断流量は、SG入口プレナム側とSG出口プレナム側からの破断流量の和となるため、この破断位置の影響は無視できない。そこで本章では実機SGTRの破断位置依存性についてRELAP5コードを用いて検討する。

SGTR事象においては、破断口位置により破断流量が変化すると、これによって1,2次系の圧力挙動も変化する。しかし、ここでは破断流量の破断位置依存性を明瞭に示すため、1,2次系の状態は破断位置によらないものとして解析を行う。またSGTR事象の推移において典型的と考えられる2つの時点における1,2次系の状態を、破断伝熱管入口、出口における境界条件として与えることにより解析を行う。

3.1.1 解析方法

入力モデルは、実機伝熱管1本を模擬しており、伝熱管内径 19.7 mm、全長 21.678 m、管内面粗さは 3×10^{-6} mとした。破断位置については、図24に示すとおり、SG入口プレナムから 0.668 m（管板直上）、同 6.0 m、同10.839 m（最上部）、同15.678 m（出口プレナムから 6.0 m）、同 21.01 m（出口プレナムから0.668 m、管板直上）の5ケースとした。計算は、破断伝熱管のホットレグ側およびコールドレグ側につい

て独立に行い、それぞれ破断口までの伝熱管を12ノードに不等分割して行った。

前章の計算と同様、SG入口プレナム（ないし出口プレナム）の流体圧力、温度と、SG2次側圧力（破断口下流圧力）を計算の境界条件として用いた。使用した値を、表1に示す。

解析条件は、SGTR時の典型的な2つの状態に対応している。ケース1は、定格出力運転時にSGTRが発生した直後の時点に対応しており、1次系、2次系の圧力、温度は定格出力運転時と同一であり以下に示すように破断流は二相流ないし二相臨界流である。ケース2は、破断後約2000秒に対応しており、2ループPWRにおけるSGTRを模擬したLSTF実験（SB-SG-06[20]）における破断後2000秒の実測値に基づいている。この2000秒は健全SGによる減圧冷却操作が終了して若干の時間が経過した時点で、1次側圧力及び破断側SG2次側圧力の変化がゆるやかな準定常状態であり、以下に示すようにこの時の破断流は水単相流である。

3.1.2 解析結果

ケース1（破断直後）に関する破断流量の破断位置依存性を図25に示す。表1に示すように、この場合、SG入口温度（598 K）及び出口温度（562 K）はいずれも2次側飽和温度（549 K）より高く、両方の破断口で二相流の流出が生じている。特にホットレグ側破断口では二相臨界流を生じている。本計算ではノード数を12としたため非臨界流オプションによる計算とでは値に差を生じている（図19参照）。

図25に示すように全破断流量はSG出口側（コールドレグ側）管板直上破断の場合に最大となる。この時の流量は、SG入口側（ホットレグ側）管板直上破断に比較して約24%大きく、伝熱管最上部破断に比して約50%大きい。ホットレグ側及びコールドレグ側それぞれの破断流量は、いずれも管入口から破断口までの距離の増加と共に減少する。距離及び圧力が同一である場合、入口未飽和度が大きいほど破断流量が大きくなるため、上述のようにSG出口側（コールドレグ側）に最も近い位置で破断が生じた場合に全破断流量が最大となる。

これに対して、図26に示すケース2（破断後2000秒）では、伝熱管入口温度及び出口温度はいずれも2次側飽和温度より低く（表1）、両方の破断口で水単相流の流出が生ずるが、破断直後に比べ1次系と2次系の差圧が減少しているため、全破断流量は図25の場合より小さい。さらに、炉心出力が定格出力の約2%に減少しているためホットレグとコールドレグの温度差は小さく、全破断流量は破断口位置に対して最上部破断の場合に最小値をとる、ほぼ対称な変化を示す。

3.2 破断伝熱管における管摩擦の影響

本報では、SGTR時の破断流量を予測する方法として、破断伝熱管を独立にモデル化し、10個程度のノードに分割して軸方向の流れの変化を追跡するという方法をとった。破断流量の破断位置依存性や上流側、下流側条件への依存性を詳細に考慮するために

はこのような方法が必要であるが、他方、計算コストの増大をもたらす。

一方、安全評価では、1. において述べたように、これらの依存性を無視した簡略かつ保守的なモデルが用いられている。

さらに、比較的詳細な解析においても、破断伝熱管内の管摩擦の影響を考慮せず、1次系と2次系とを直接結ぶジャンクションによって破断伝熱管を表し、このジャンクションに二相臨界流モデルを適用して破断流量を求める例が多い[13,22]。この場合、現実的な値を得るためには、管摩擦の影響を無視したことの代償として1.0よりもかなり小さい係数（流出係数）を破断流量の計算値に乗ずることが必要となる。

ここでは、このような方法をとった場合、上流側条件への依存性をどの程度表すことができるかを、典型的な場合に関するRELAP5/MOD2コードによる解析によって示す。

管摩擦を考慮する場合の解析条件として、伝熱管長を10 m、管内径、管内面粗さは前述と同様それぞれ19.7 mm及び 3×10^{-6} mとし、管長を20ノードに均等分割とした。また、二相臨界流モデルのみによる解析については、流出係数を $C_d = 0.3$ とした。

境界条件として圧力は1次側、2次側をそれぞれ12 MPa、6 MPa、温度は2次側は飽和とし、パラメータとして1次側温度をとり、これを2次側飽和温度 ± 50 Kの範囲で変化させて解析を行った。

解析結果を図27に示す。管摩擦を考慮した詳細解析では、破断流量は、1次系冷却材入口温度が2次側飽和温度に等しくなるまでは温度の増加とともにわずかに減少し、2次側飽和温度を越えると減少の勾配が大きくなり、さらに1次側の飽和温度に達すると急減する。

これに対して二相臨界流モデルを用いた簡易解析では、流量の温度依存性が詳細解析に比べて全体に大きい。従って、特定の条件で現実的な値が得られるように流出係数を設定しても、1次系の圧力、温度が大きく変化する場合、流量の変化を詳細に表すことはできない。

4. まとめ

蒸気発生器伝熱管破断事故(SGTR)時の破断流量のRELAP5/MOD2コードによる予測に関し、コードの性能評価ならびに実機における破断流量への影響因子の検討を行った。検討対象としては、伝熱管一本が両端破断する事象を想定した。結果の要約は以下の通りである。

- (1) LSTF装置によるSGTR実験の解析において、RELAP5/MOD2コードは、破断口で二相臨界流を生ずる場合を含め、二相流及び单相流の破断流量を良好に再現した。実験では伝熱管最上部付近での破断を模擬するため内径6.2 mm、長さ1.8 mのノズルを用い、解析では管摩擦を実測値に基づいて考慮した。
- (2) 実機のSGTRにおいては、定格出力運転状態における破断直後、すなわち破断流が二相流ないし二相臨界流となる条件においてはコールドレグ側の管板直上において生ずる場合に破断流量が最大となる。破断後時間が経過して破断流量が低下し破断流が水单相となった条件においては、ホットレグ側管板直上破断とコールドレグ側管板直上破断に大きな破断流量の差異は無い。いずれの場合でも破断流量が最も小さいのは伝熱管最上部での破断であり、これは管摩擦の影響のためである。
- (3) 管摩擦を考慮し、かつ破断伝熱管を十分に細かくノード分割すれば、二相臨界流オプションを使用しない計算においても同オプションを使用した場合と大差ない破断流量が計算される。
- (4) SGTRにおける破断流量を予測する際の簡便な方法として、破断伝熱管をモデル化しないで1次系と2次系を直接結ぶジャンクションによって破断を表し、破断伝熱管内の流動抵抗の影響を考慮するために、1.0より小さい係数(流出係数)を乗じるという方法があるが、この方法では入口未飽和度の影響を正確に表すことができず、破断伝熱管をモデル化した場合に比べ最大数十%の差異を生じる。

参考文献

- [1] 例えば、Portland General Electric Company, "Trojan Nuclear Power Plant Final Safety Analysis Report," DOCKET-50344-45 Section 15.4.3
- [2] 熊丸博滋他、"ROSA-IV/LSTF装置における蒸気発生器伝熱管損傷事象（設計基準事象）実験"（私信）（1992.5）.
- [3] Jensen, P.J., Lang, J.F. and Chao, J., "A Guillotine Tube Rupture Modeling Technique Using RETRAN-02," Nucl. Technology 76 (1987) 279.
- [4] Boivin, J.Y., "Two-phase Critical Flow in Long Nozzles," Nuclear Technology, 46 (1979) 540.
- [5] Sozzi, G.L. and Sutherland, W.A., "Critical Flow of Saturated and Subcooled Water at High Pressure," NEDO-13418, General Electric Company (1975).
- [6] Celata, G.P. et al., "Critical Flows of Subcooled Liquid and Jet Forces," CNEN Report RT/ING 82(18) (1982).
- [7] 小笠原英雄、"二相臨界流の理論" 日本機械学会論文集 267 (1968) 1995.
- [8] ROSA-IV Group, "ROSA-IV Large Scale Test Facility (LSTF) System Description for Second Simulated Fuel Assembly," JAERI-M 90-176 (1990).
- [9] Ransom, V.H. et al., "RELAP5/MOD2 Code Manual," EGG-2461, NUREG/CR-4672 (Dec. 1986).
- [10] Safety Code Analysis Group, "TRAC-PF1/MOD1, An Advanced Best Estimate Computer Program for Pressurized Water Reactor Thermal-Hydraulic Analysis," LA-10157-MS, NUREG/CR-3858 (1986).
- [11] Barre, F. and Bernard, M., "The CATHARE Code Strategy and Assessment," Nucl. Eng. Design 124 (1990) 257-284.
- [12] Watanabe, T., and Kukita, Y., "Analysis of Experiment Simulating Mihama Unit-2 Steam Generator U-Tube Rupture Incident by Using RELAP5/MOD2," Proc. 1992 National Heat Transfer Conference, San Diego, CA.
- [13] Hirano, M. and Watanabe, T., "Analysis of the Mihama-2 SGTR Event and ROSA-IV Experiment SB-SG-06 Simulating the Event," Proc. 5th Int. Topical Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-5), Salt Lake, Utah, Sep. 21-24, 1992.
- [14] Watanabe, T. and Kukita, Y., "Effects of ECCS and Pressurizer Auxiliary Spray on the Experiment Simulating the Mihama Unit-2 Steam Generator U-Tube Rupture Incident," Proc. 5th Int. Topical Mtg. on Nuclear Reactor Thermal-Hydraulics (NURETH-5), Salt Lake, Utah, Sep. 21-24, 1992.
- [15] Anoda, Y. et al., "Experimental and Analytical Simulations of the

- Mihama Unit-2 Steam Generator Tube Rupture Incident," Proc. 1993 Simulation Multiconference, Washington, D.C., Mar. 29-Apr. 1, 1993. Aug. 9-12, 1992.
- [16] Chataing, T.他、" ROSA-IV/LSTFによる蒸気発生器伝熱管損傷実験における加圧器アウトサージ及びホットレグ内二相流のCATHAREコードによる解析" 原子力学会年会予稿集 (1993.3).
- [17] Fried, E. and Idelchik, I.E., "Flow Resistance: A Design Guide for Engineers," Hemisphere Publishing Co., New York (1989).
- [18] 黒田猛他、" ROSA-IV/LSTF装置における蒸気発生器伝熱管損傷実験用破断ノズルの較正試験及び較正試験結果に基づく破断流量の予測" (私信) (1992.3).
- [19] 黒田猛他、" ROSA-IV/LSTF装置における蒸気発生器伝熱管損傷実験用破断ノズルの二相流破断流量の予測" (私信) (1992.7).
- [20] 安濃田良成他、" ROSA-IV/LSTF装置による美浜2号機蒸気発生器伝熱管損傷事象模擬実験 (SB-SG-06)の結果" (私信) (1992.11).
- [21] 日本機械学会、「機械工学便覧」改訂第6版 (1977) p. 8-12
- [22] Trambauer, K., "Analysis of Incident Sequences Following a Steam Generator U-Tube Rupture," Proc. Intl. ENS/ANS Conf. on Thermal Reactor Safety, Avignon, Oct. 2-7, 1988.

表1 実機破断流量解析の境界条件

	ケース1. 破断直後	ケース2. 破断後2000秒
入口プレナム 1次側圧力 出口プレナム	15.5 MPa 15.5 MPa	9.806 MPa 9.8038 MPa
入口プレナム 1次側温度 出口プレナム	598 K 562 K	526.7 K 546 K
2次側圧力	6.1 MPa	6.995 MPa
2次側温度	549 K T sat (P2)	558.9 K T sat (P2)

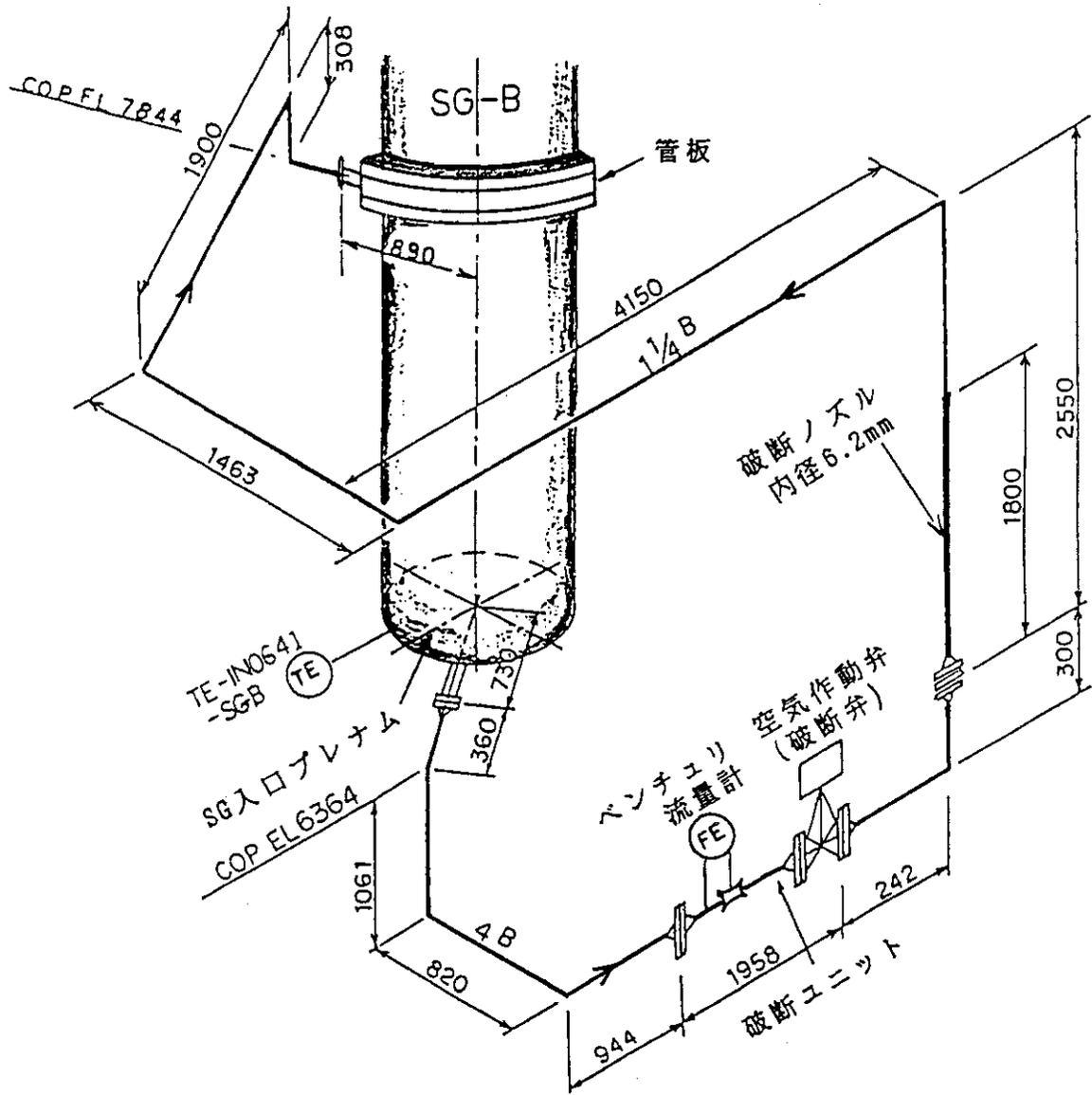


図2 SGTR 模擬実験における破断模擬ラインの構成

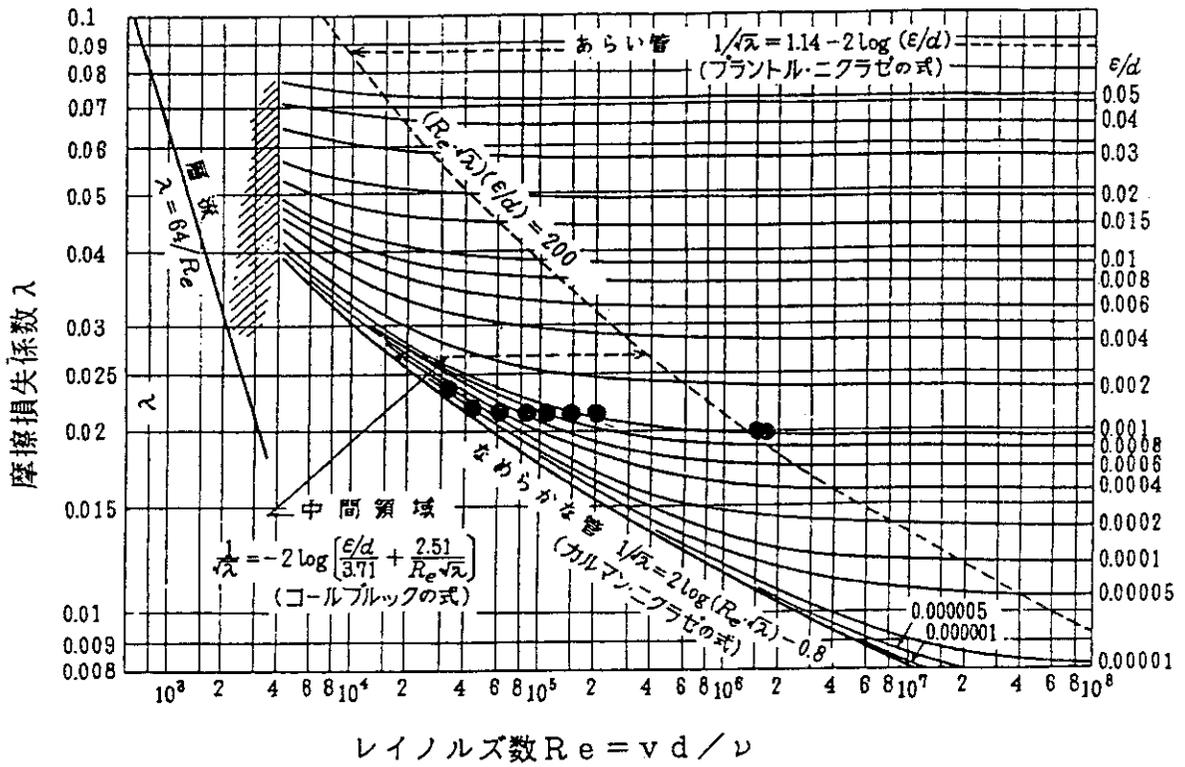


図3 破断模擬ノズルの管摩擦係数測定結果 (水单相流)

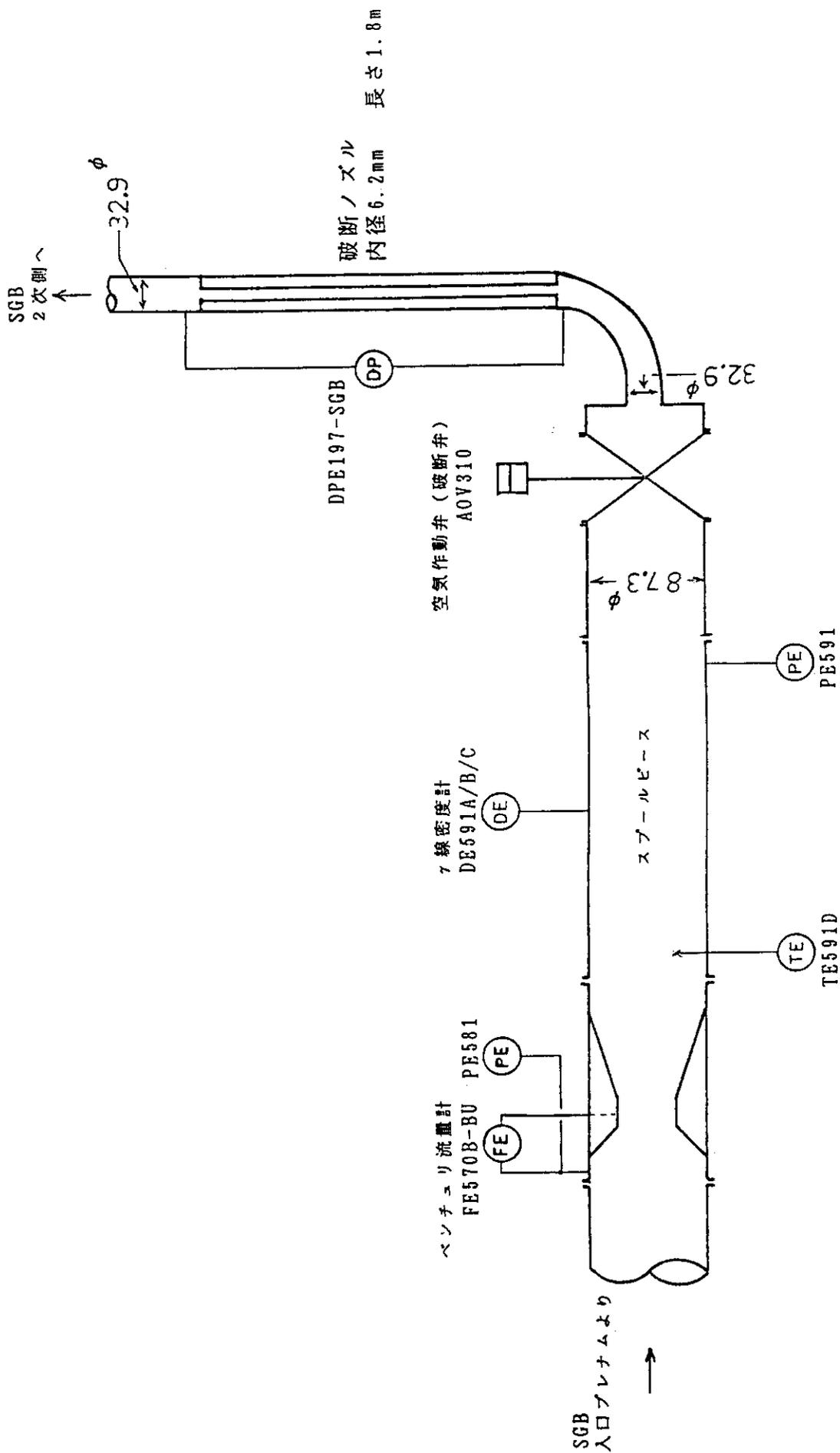


図4 SGTTR実験SB-SG-06における破断模擬ライン計測点

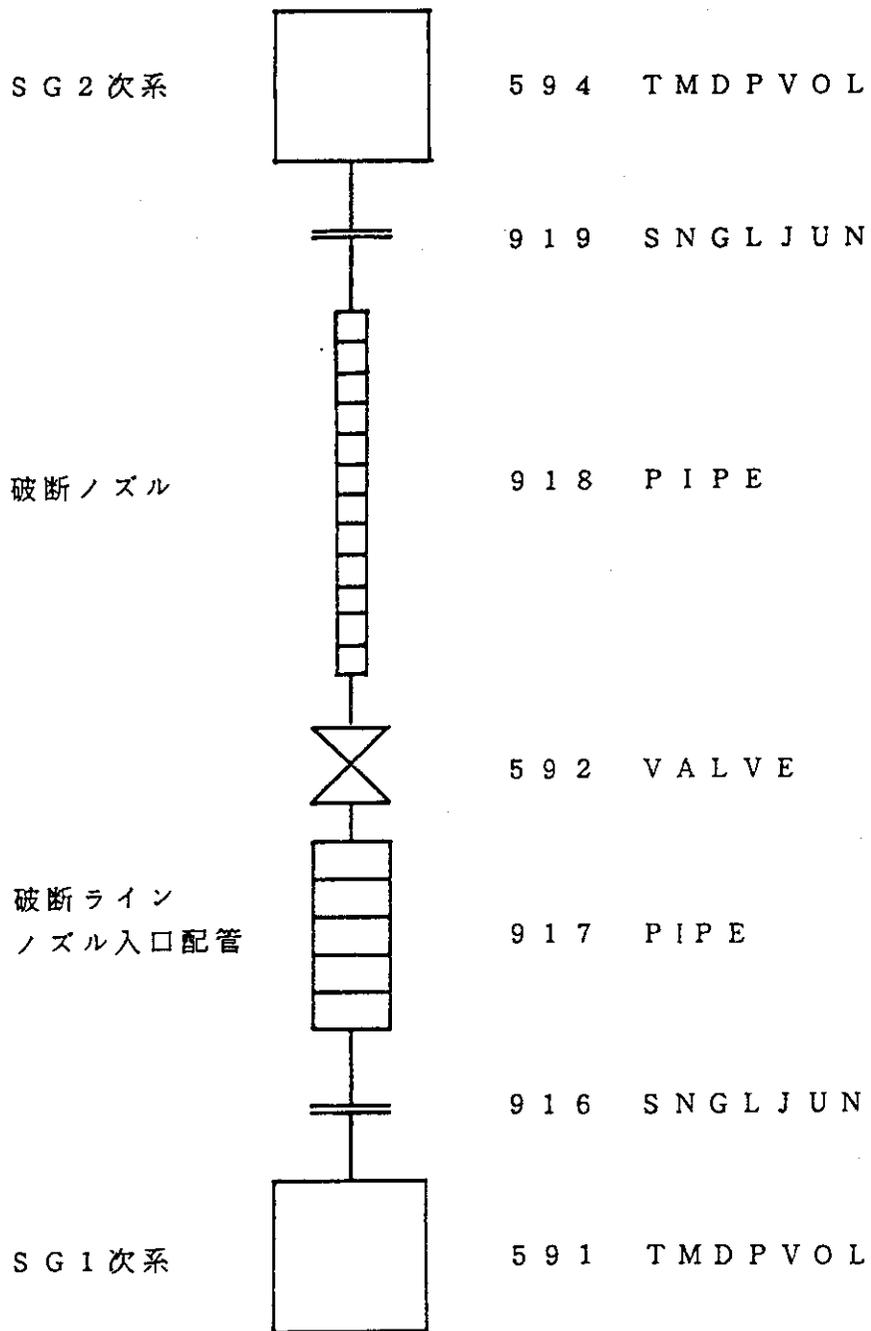


図5 SGTR実験SB-SG-06 破断模擬ラインのノーディング図

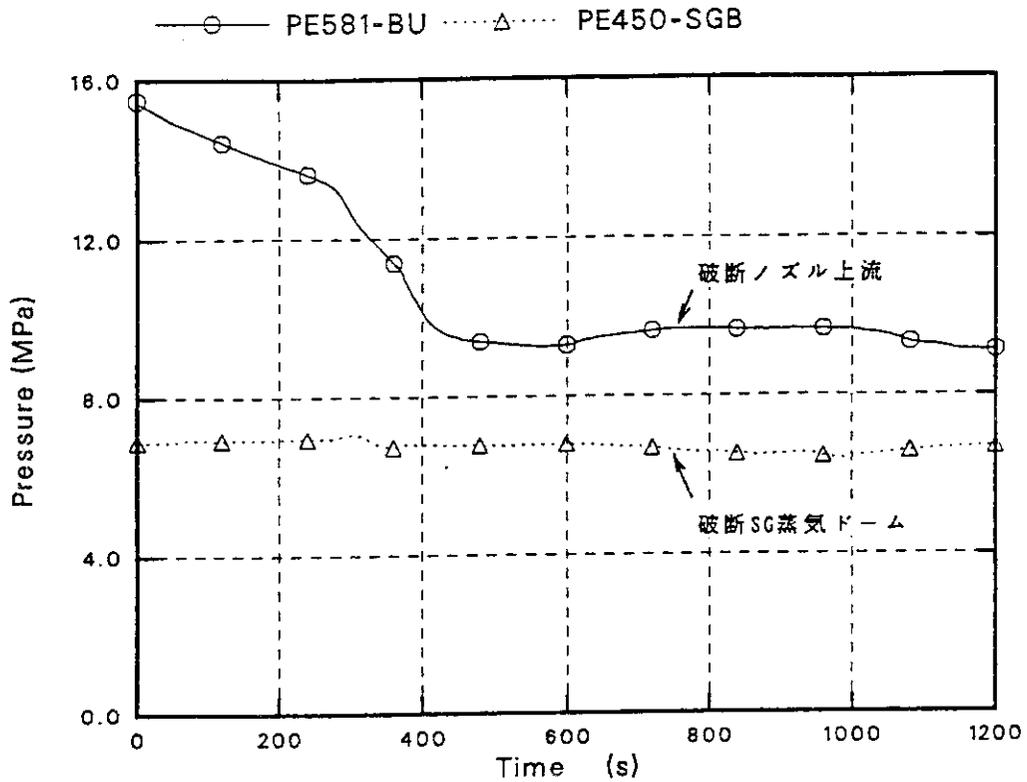


図6 SGTR実験SB-SG-06における解析境界条件 (1)
(破断ノズル上流側及び下流側圧力)

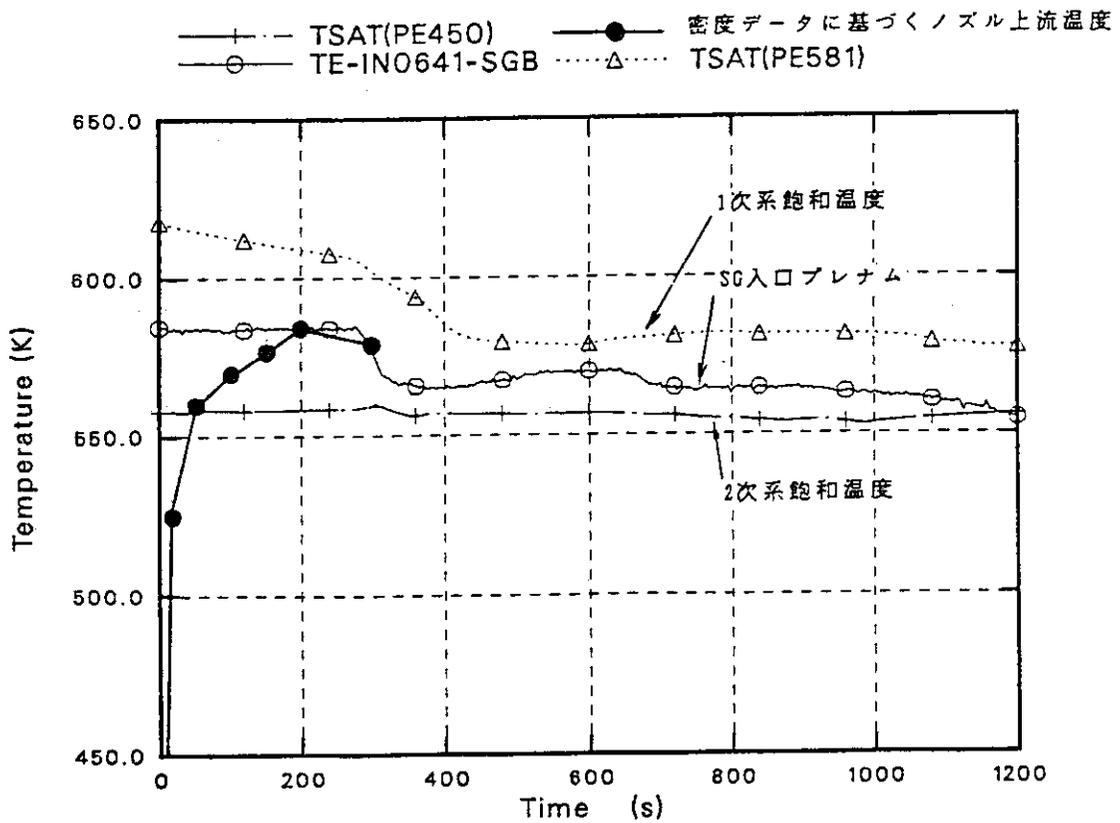


図7 SGTR実験SB-SG-06における解析境界条件 (2)
(破断ノズル上流温度)

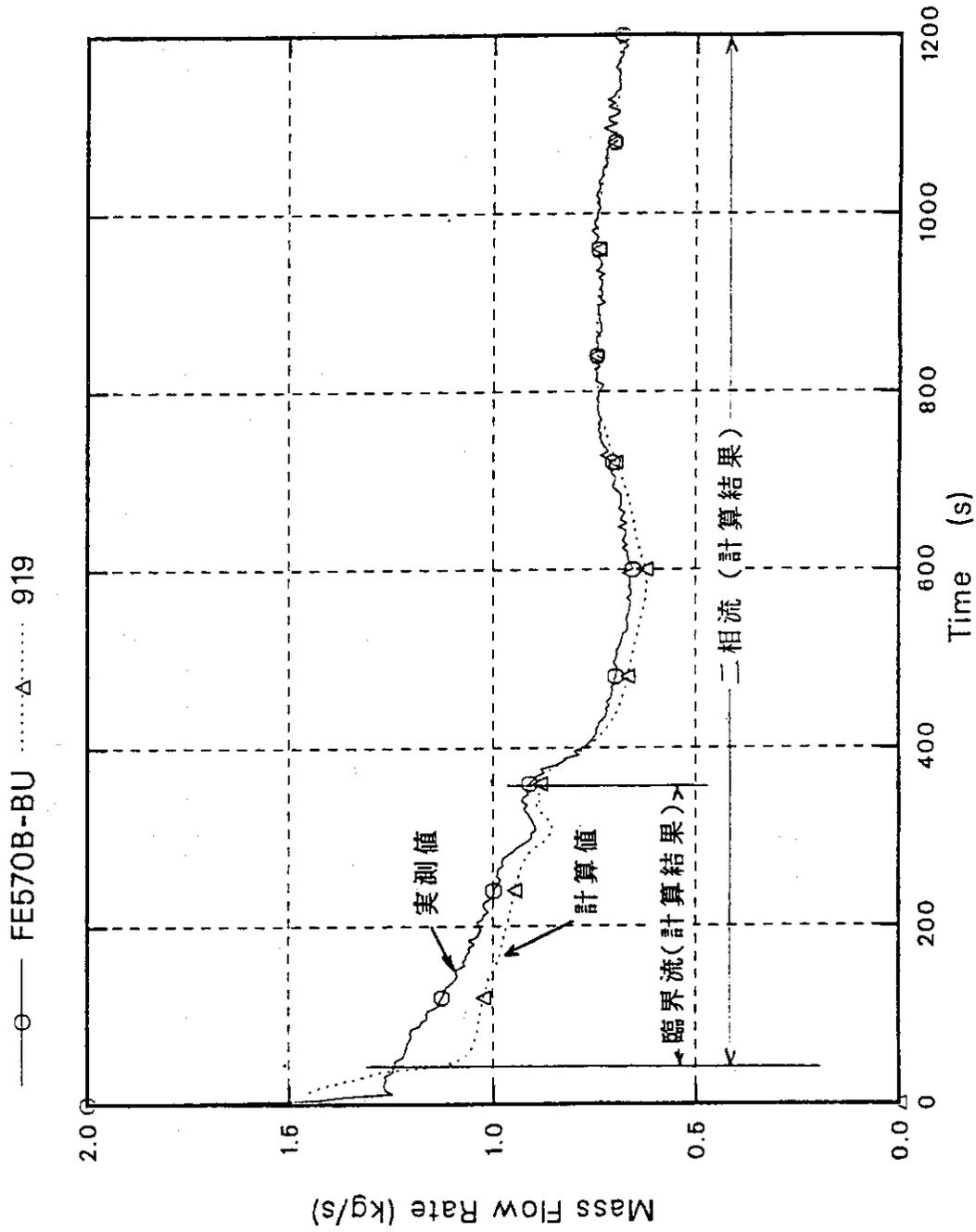


図8 SGTR実験SB-SG-06における破断流量 - (I)
 (SG入口プレナム温度を用いた計算結果と実測値の比較)

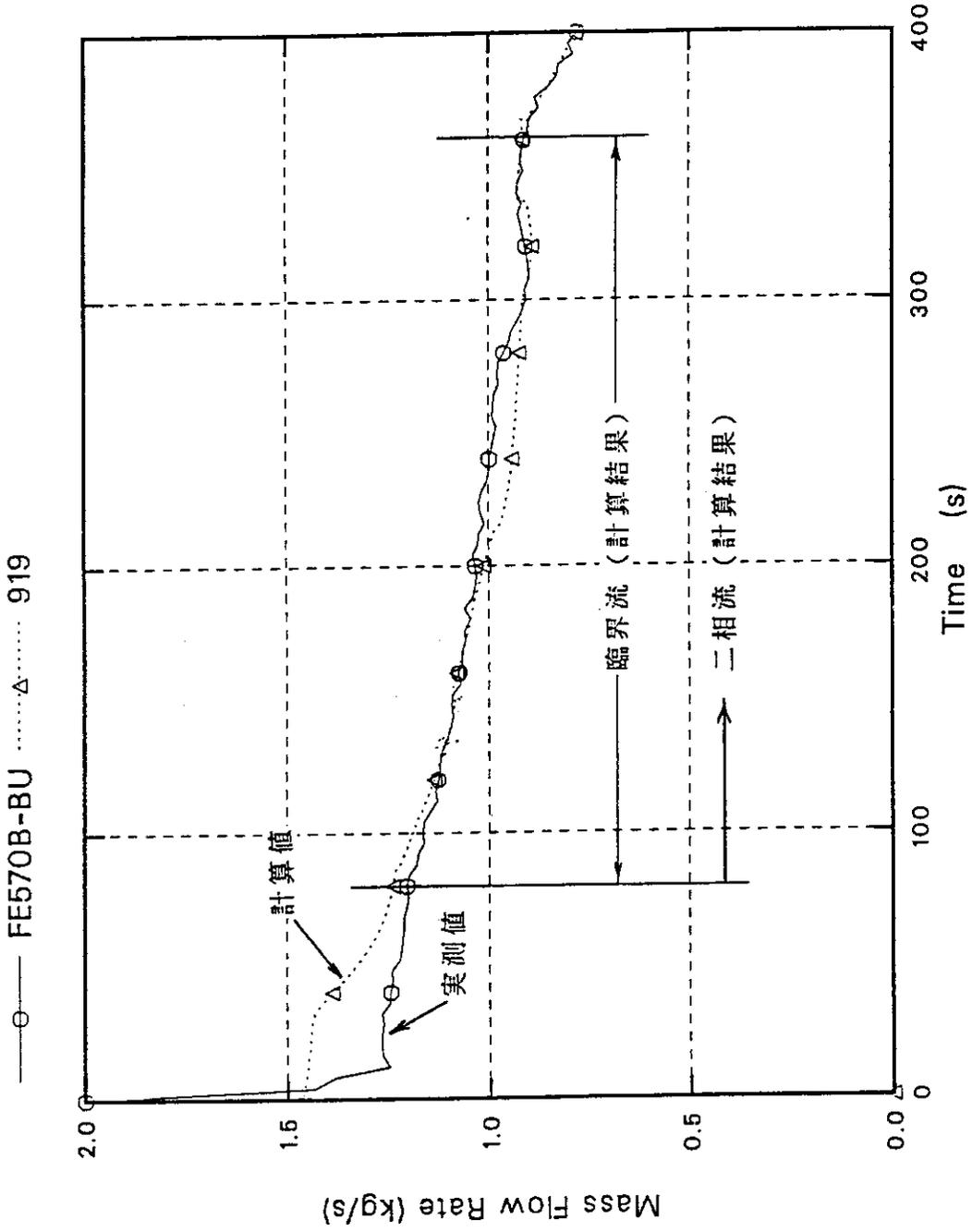


図9 SGTTR実験SB-SG-06における破断流量 - (2)
 (密度データから求めた温度を用いた計算結果と実測値の比較)

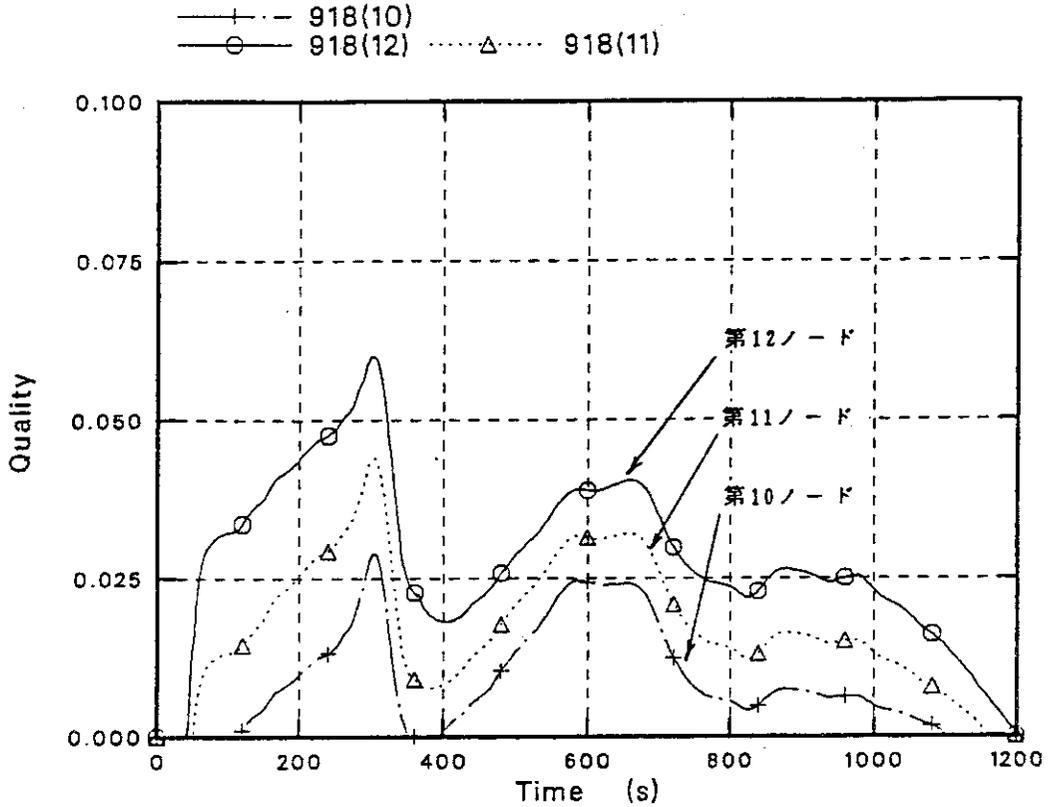


図10 SGTR実験SB-SG-06における破断ノズル内クオリティー(1)
(SG入口プレナム温度を用いた計算結果)

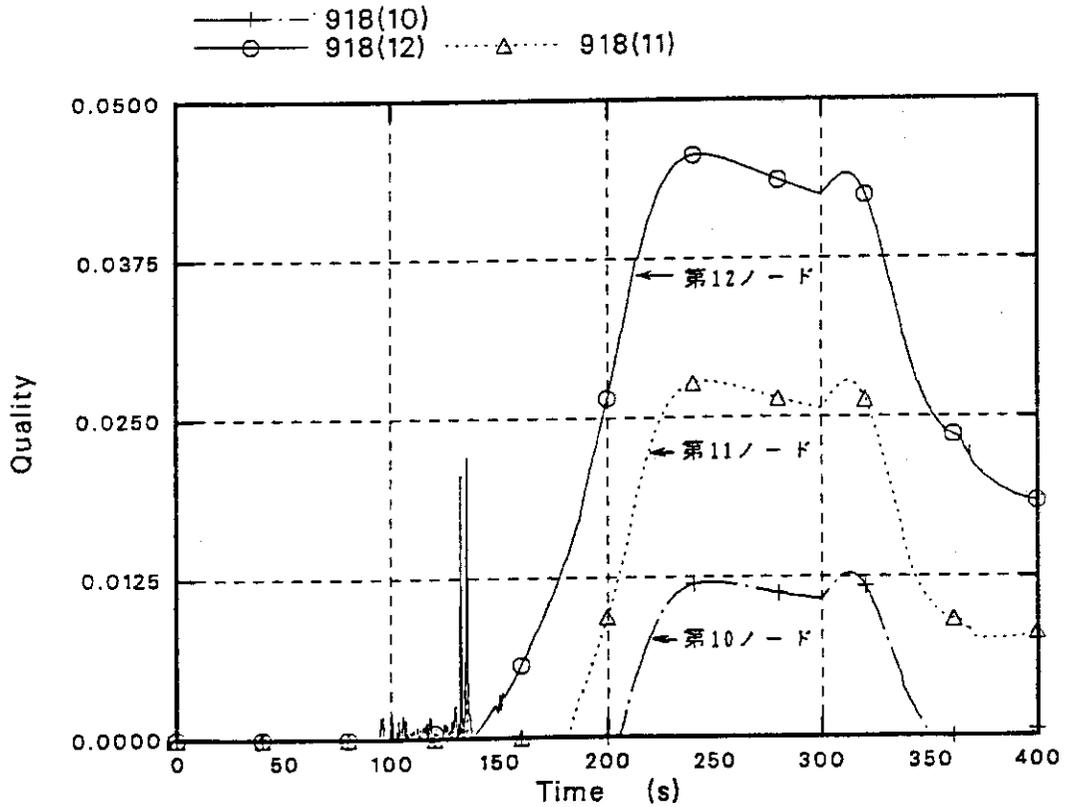


図11 SGTR実験SB-SG-06における破断ノズル内クオリティー(2)
(密度データから求めた温度を用いた計算結果)

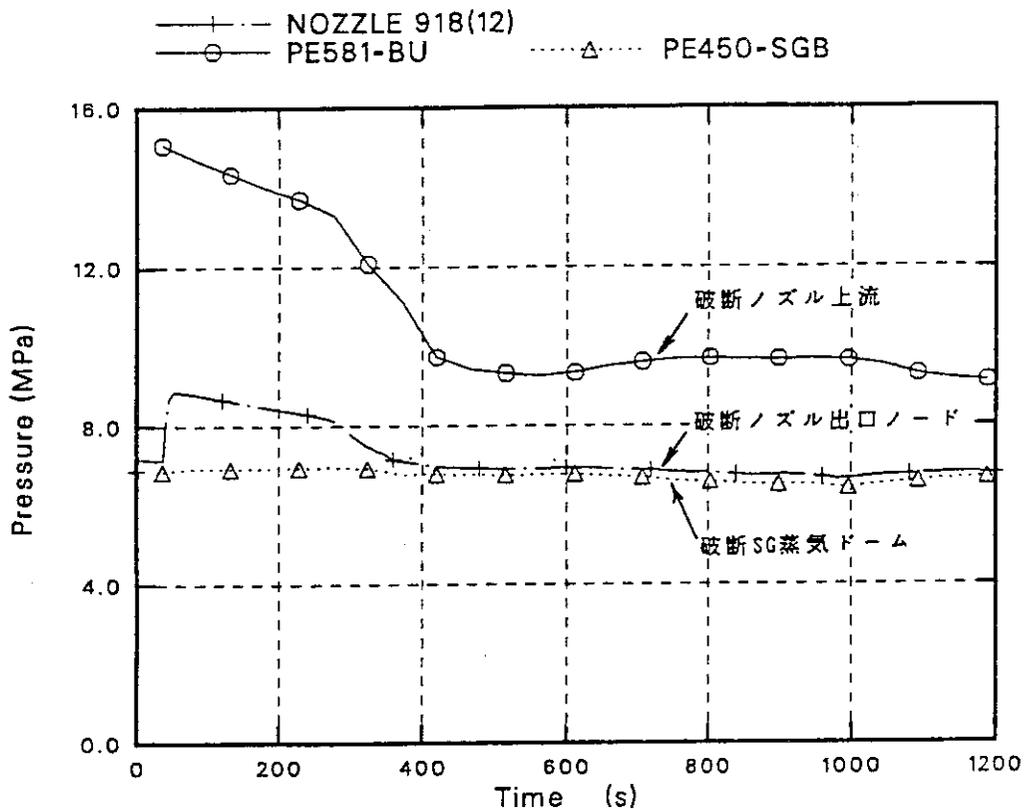


図12 SGTR実験 SB-SG-06 における破断ノズル下流端ノード圧力 - (1)
(SG入口プレナム温度を用いた計算結果)

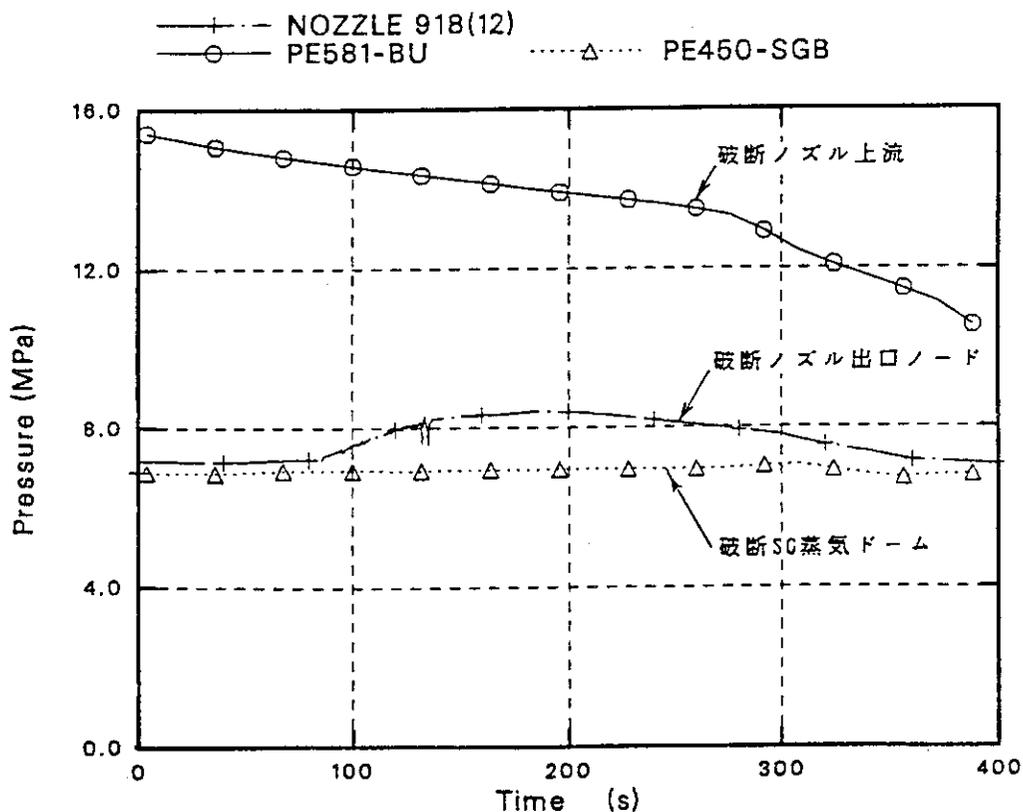


図13 SGTR実験 SB-SG-06 における破断ノズル下流端ノード圧力 - (2)
(密度データから求めた温度を用いた計算結果)

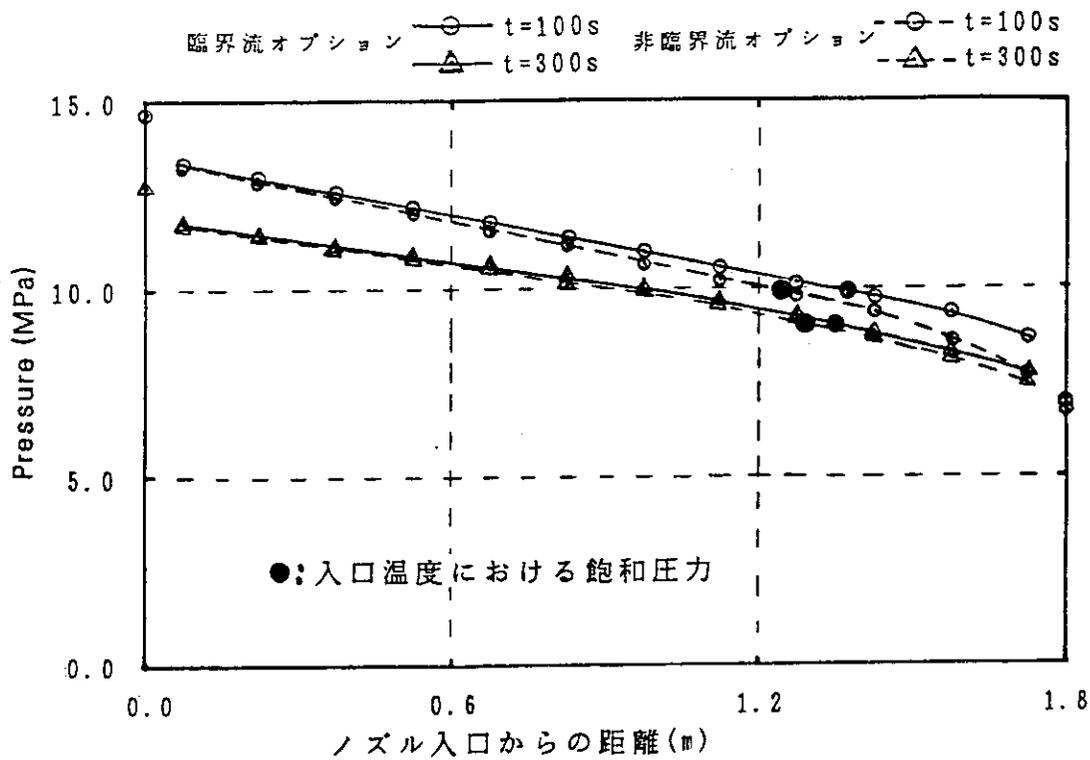


図14 SGTR実験 SB-SG-06における破断ノズル内圧力分布
(SG入口プレナム温度を用いた計算結果)

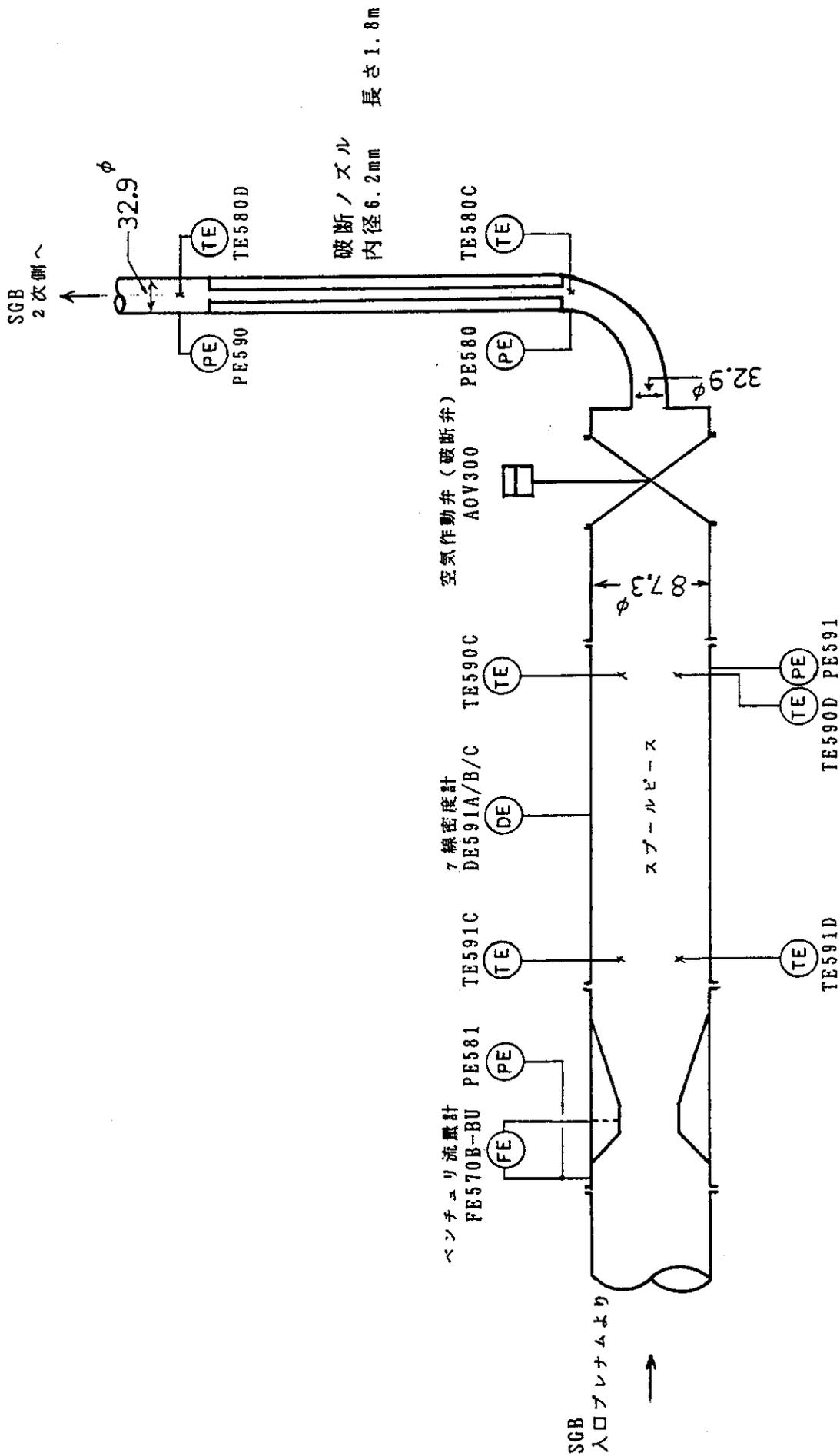


図15 SCTR実験SB-SG-11における破断模擬ライン計測点

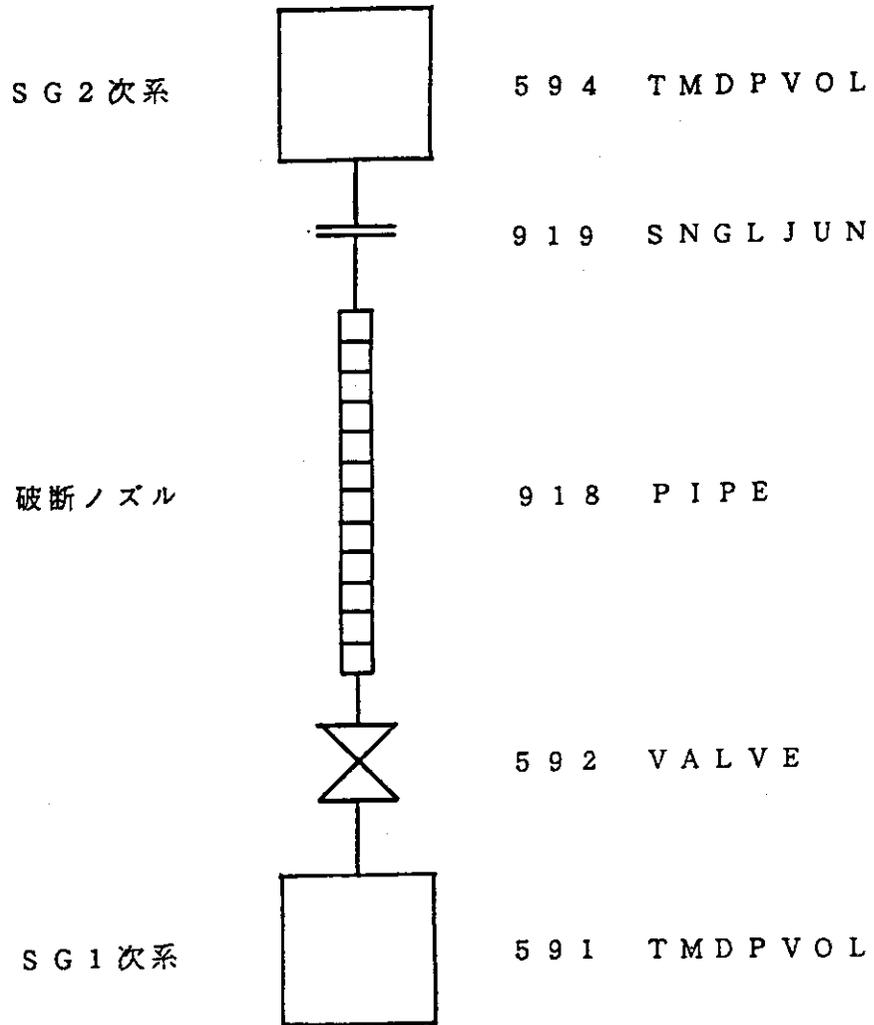


図16 SGTR実験SB-SG-11 破断模擬ノズルのノーディング図

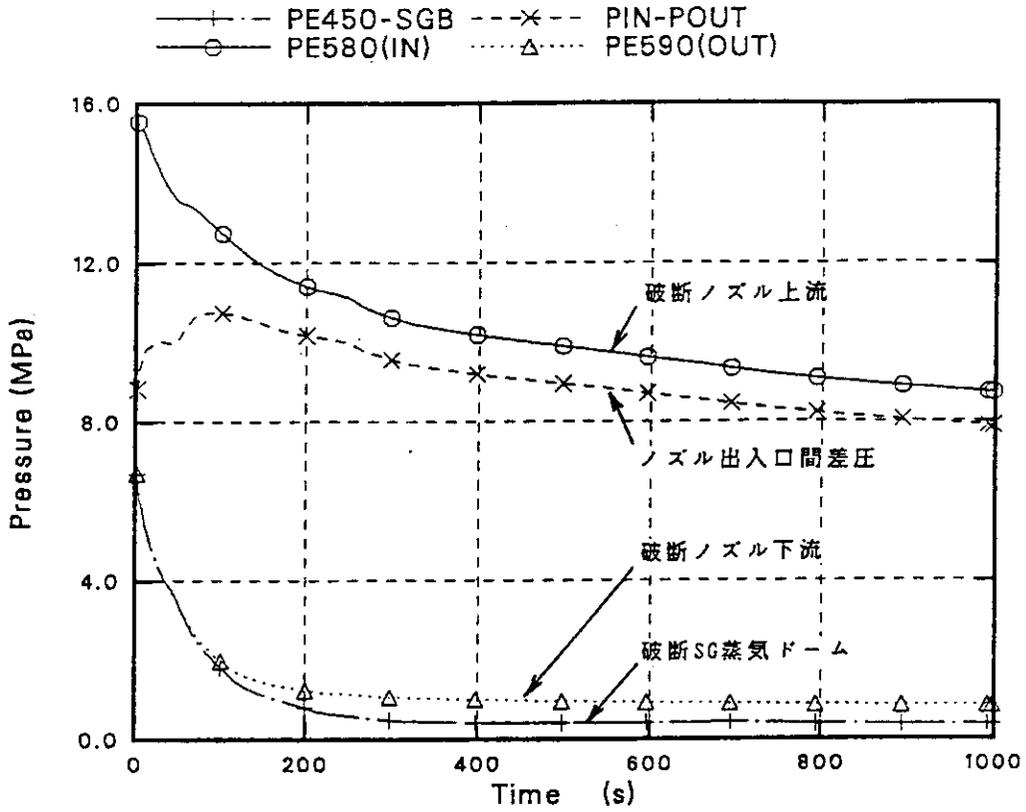


図17 SGTR実験SB-SG-11における解析境界条件 - (1)
(破断ノズル上流側及び下流側圧力)

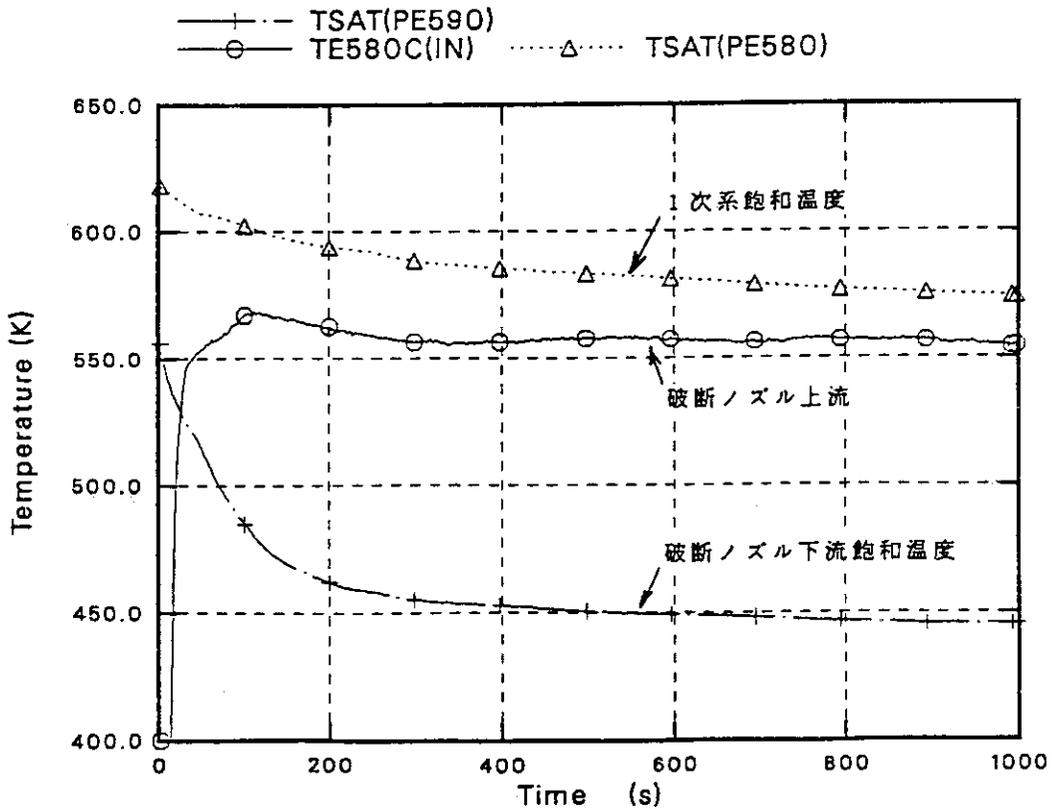


図18 SGTR実験SB-SG-11における解析境界条件 - (2)
(破断ノズル上流温度)

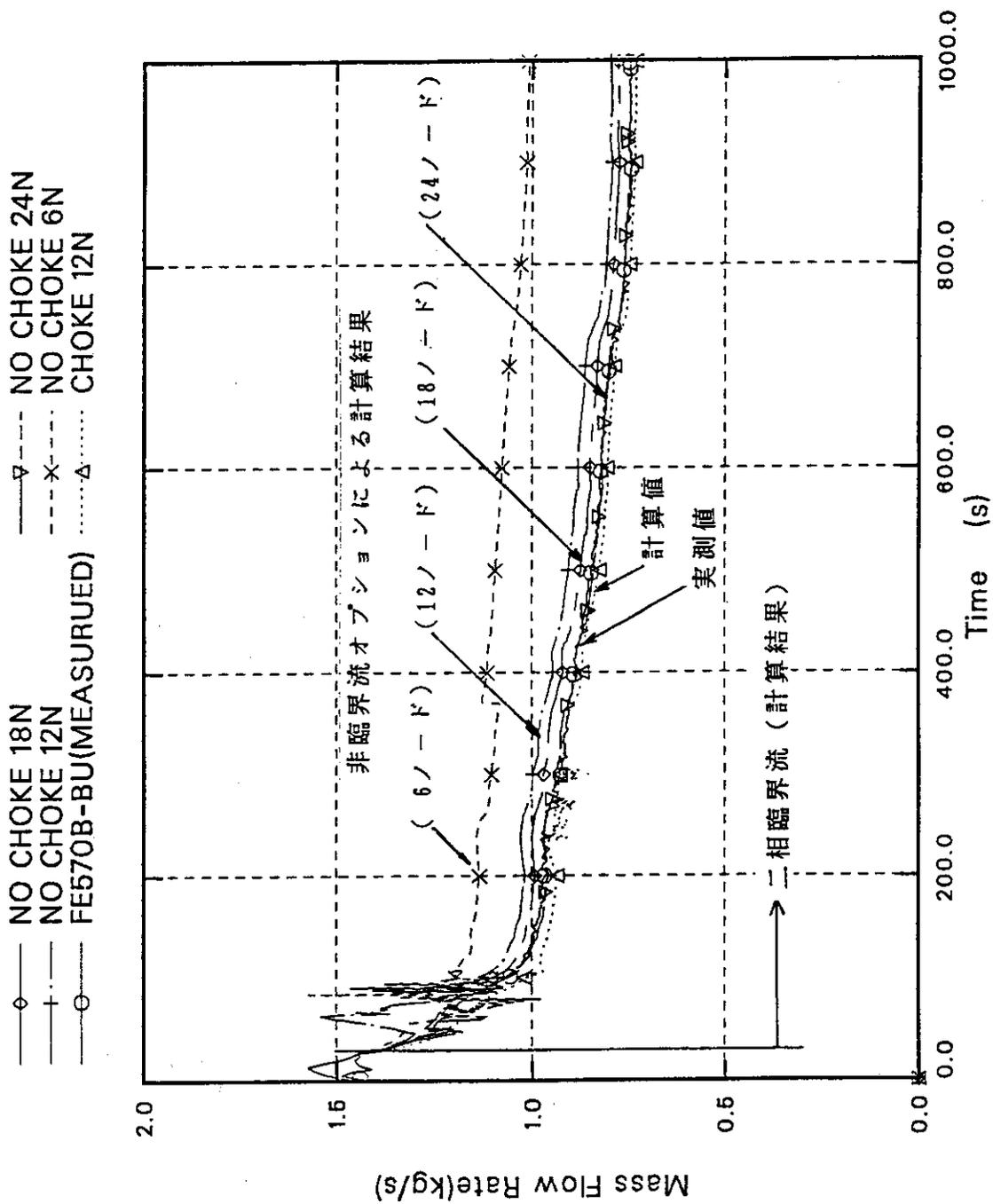


図19 SGTR実験 SB-SG-11 における破断流量
(計算結果と実測値の比較)

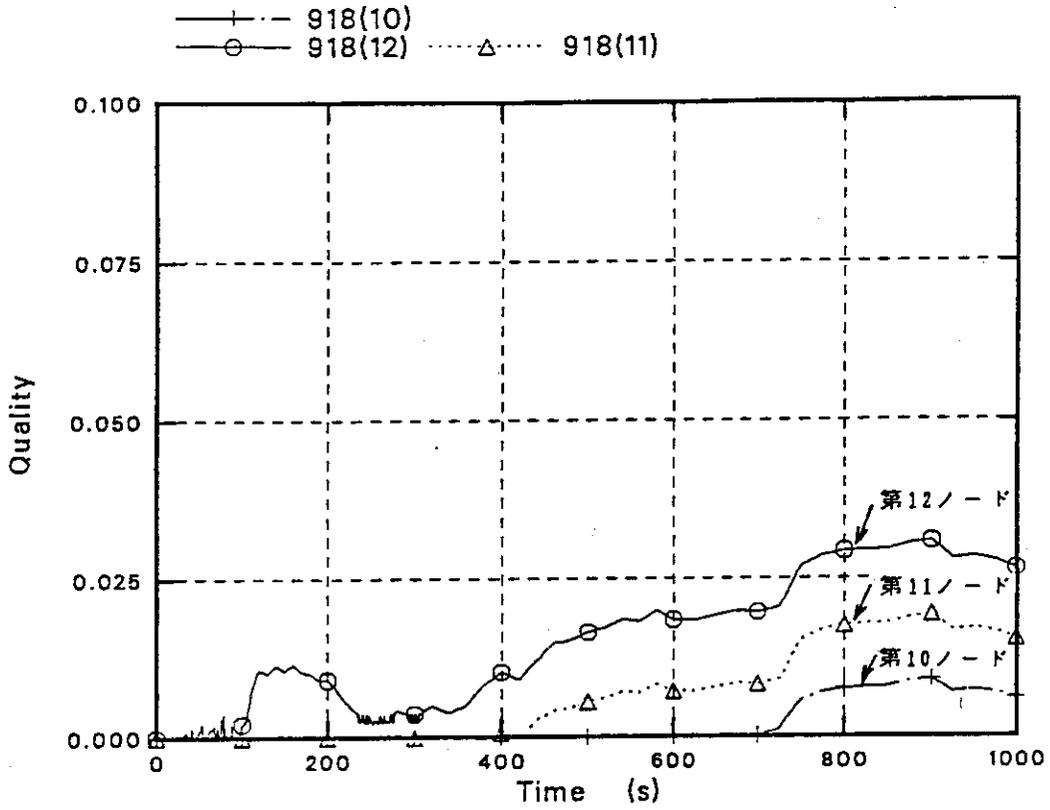


図20 SGTR 実験 SB-SG-11 における破断ノズル内クオリティ (計算結果)

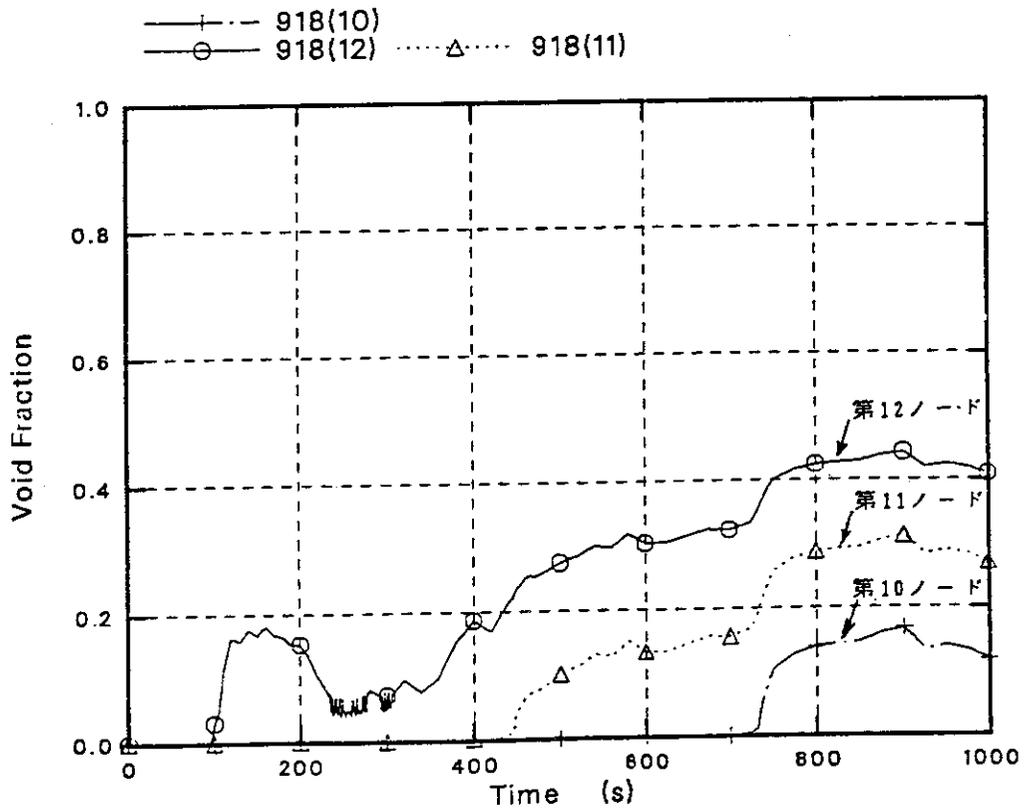


図21 SGTR 実験 SB-SG-11 における破断ノズル内ボイド率 (計算結果)

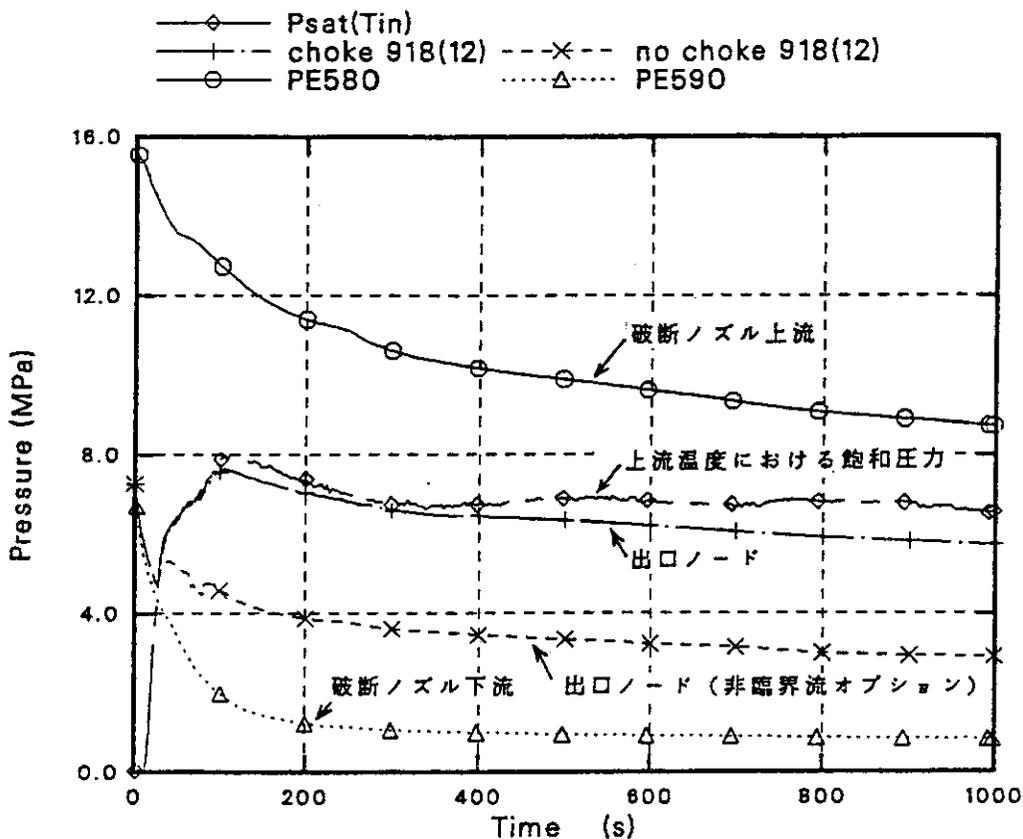


図22 SGTR 実験 SB-SG-11 における破断ノズル下流端ノード圧力 (計算結果)

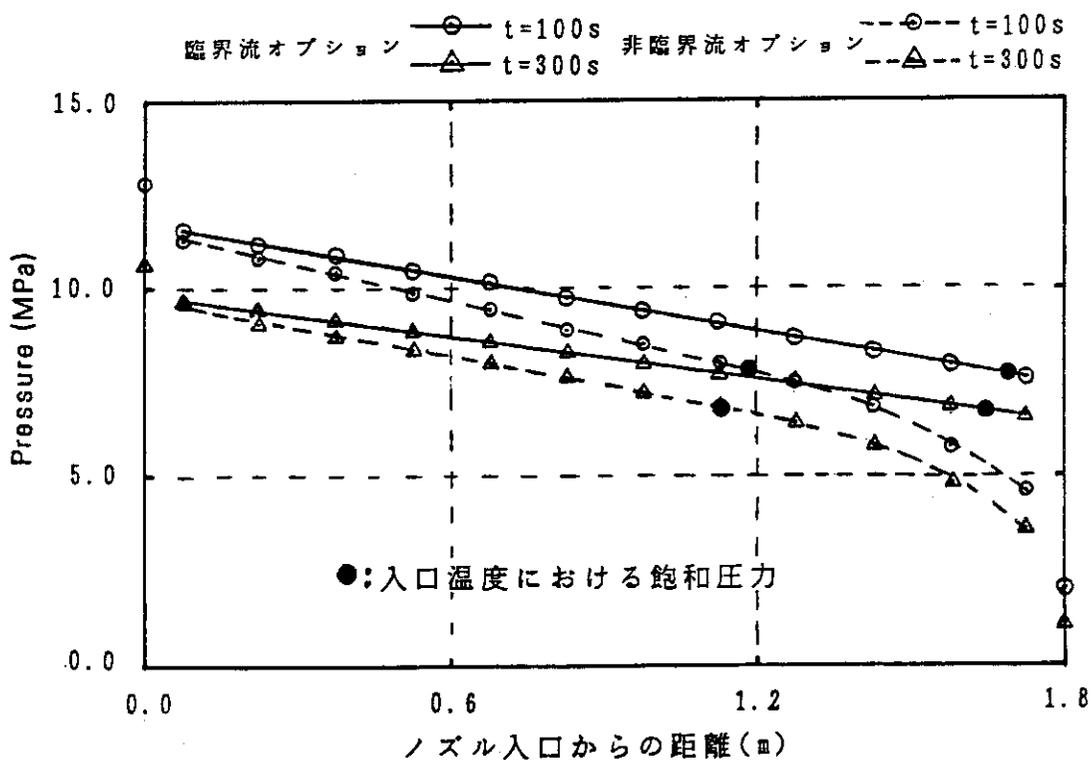


図23 SGTR 実験 SB-SG-11 における破断ノズル内圧力分布 (計算結果)

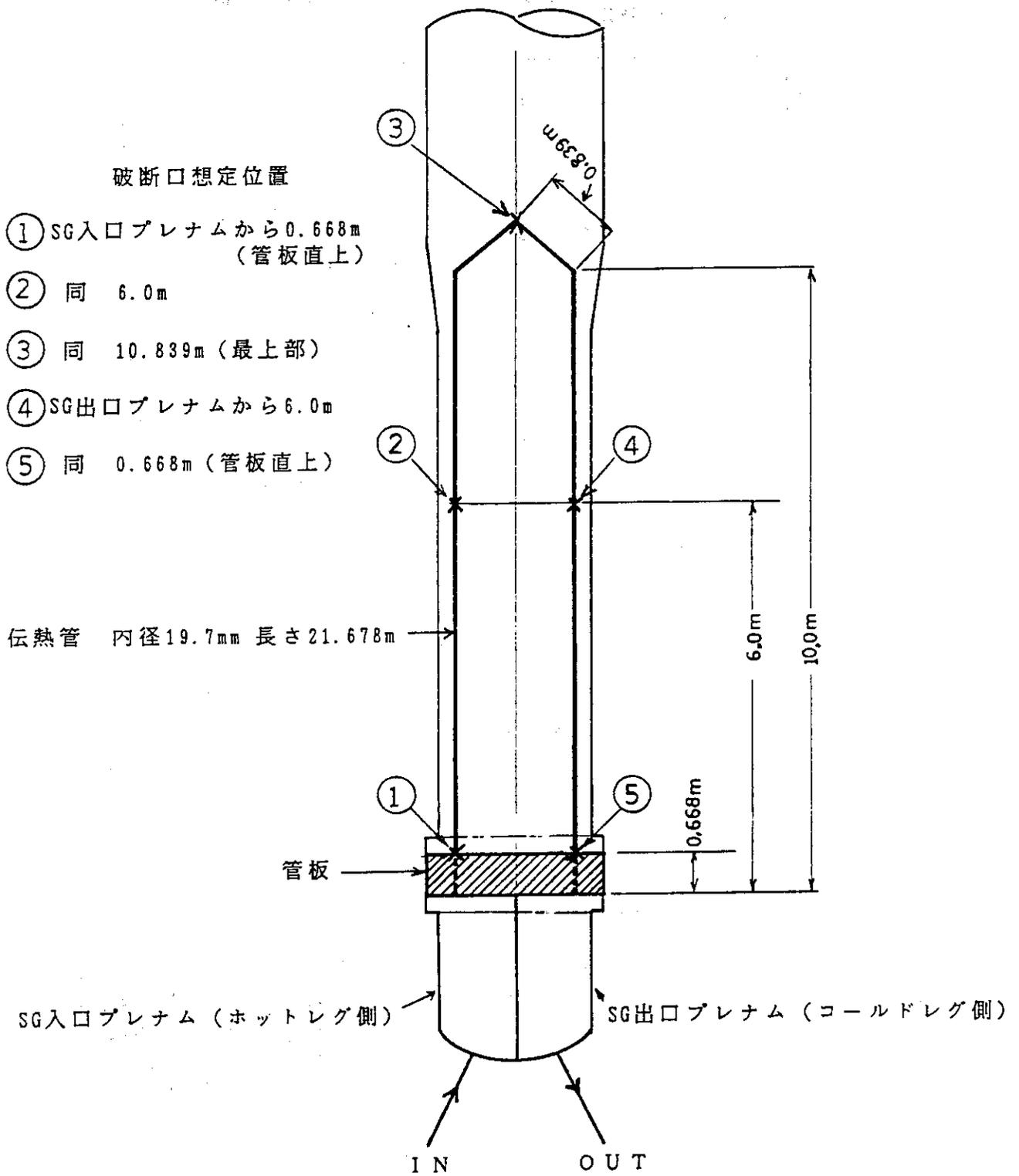


図24 実機解析における破断口想定位置

- 全破断流量 (非臨界流オプション)
- ◇— SG入口プレナム側からの破断流量 (非臨界流オプション)
- △--- 全破断流量 (臨界流オプション)
- ◇--- 同 (臨界流オプション)
- SG出口プレナム側からの破断流量 (非臨界流オプション)
- ▽--- 同 (臨界流オプション)

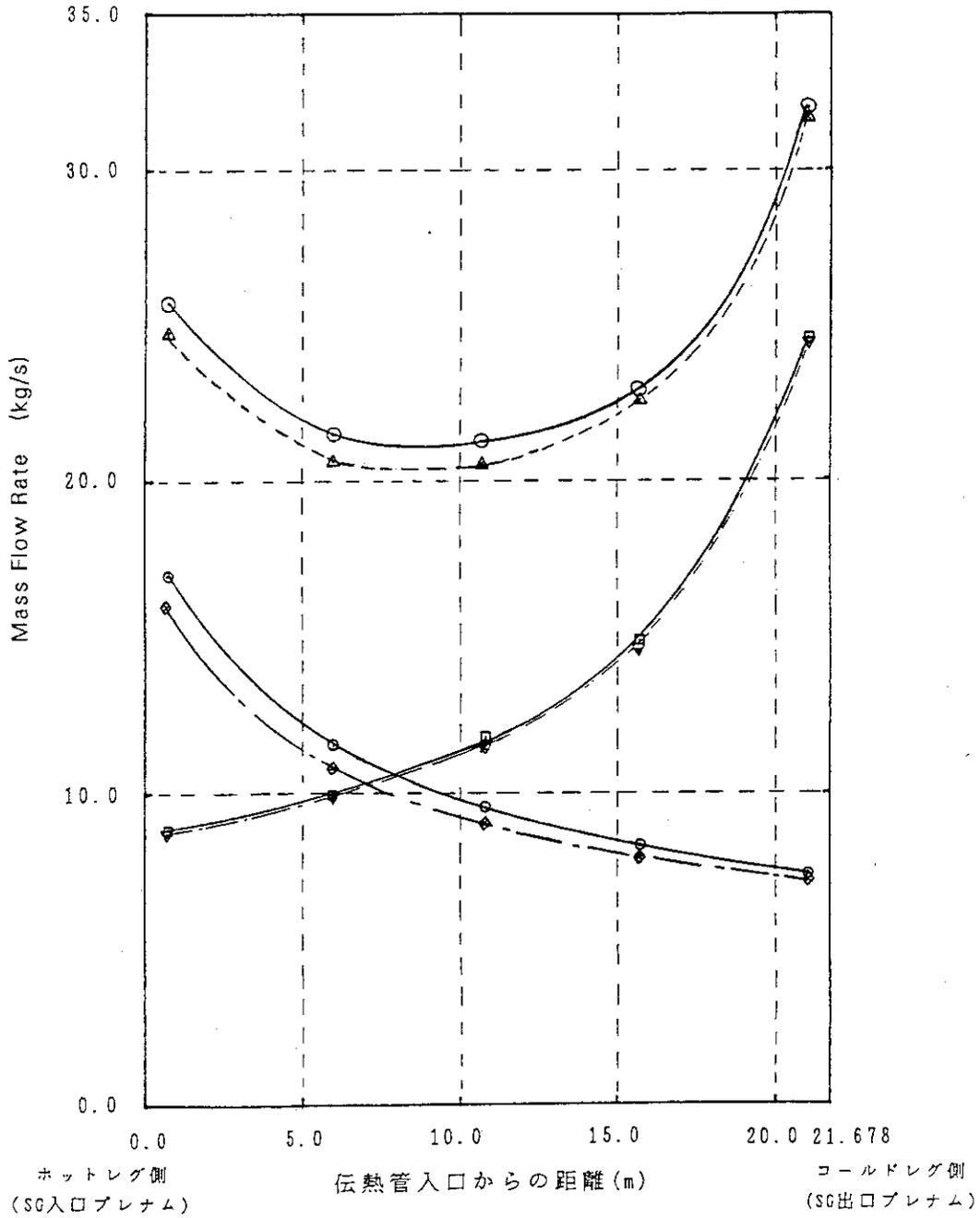


図25 実機破断流量の破断口位置依存性 (破断直後)

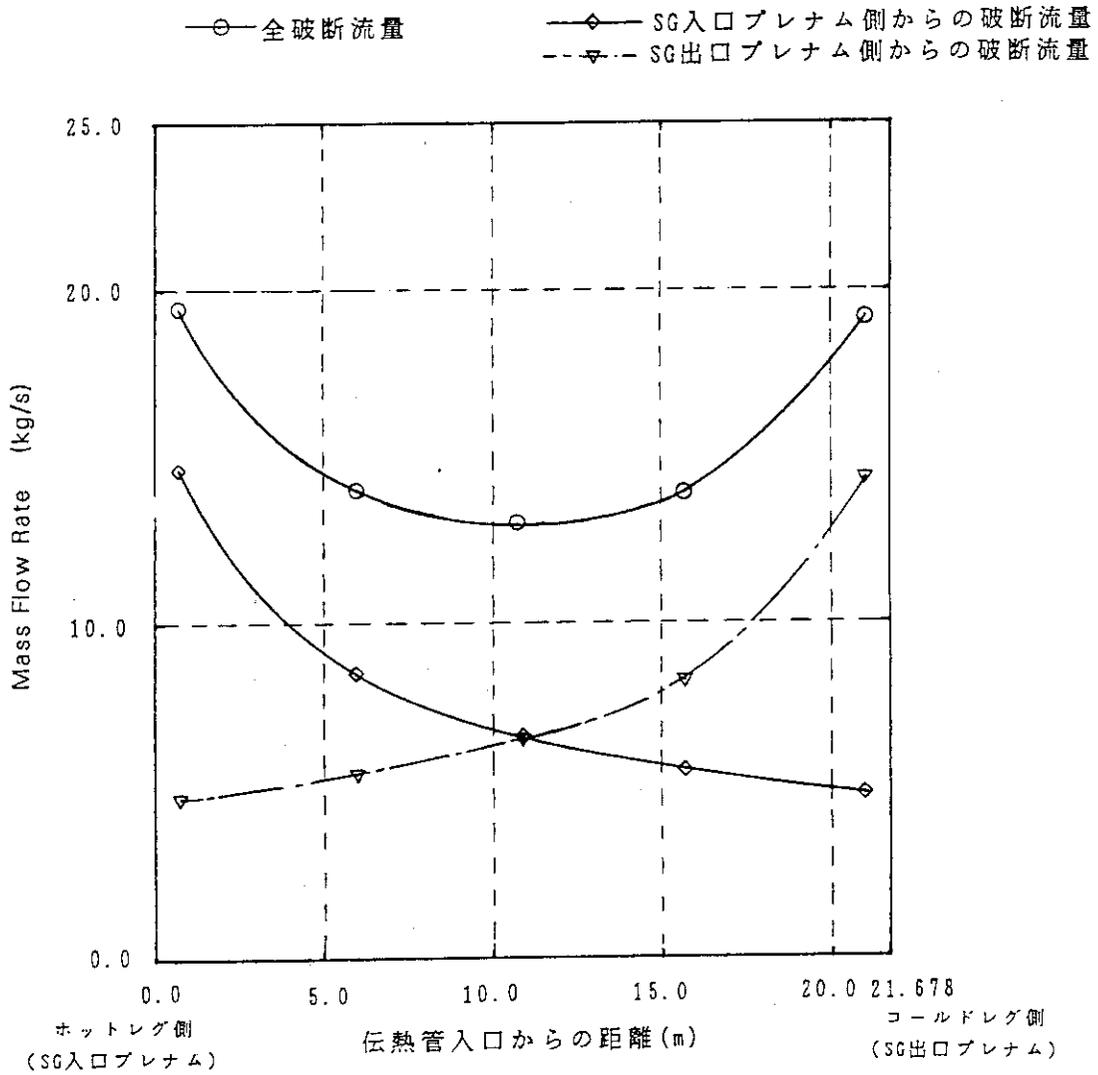


図26 実機破断流量の破断口位置依存性 (破断後 2000 秒)

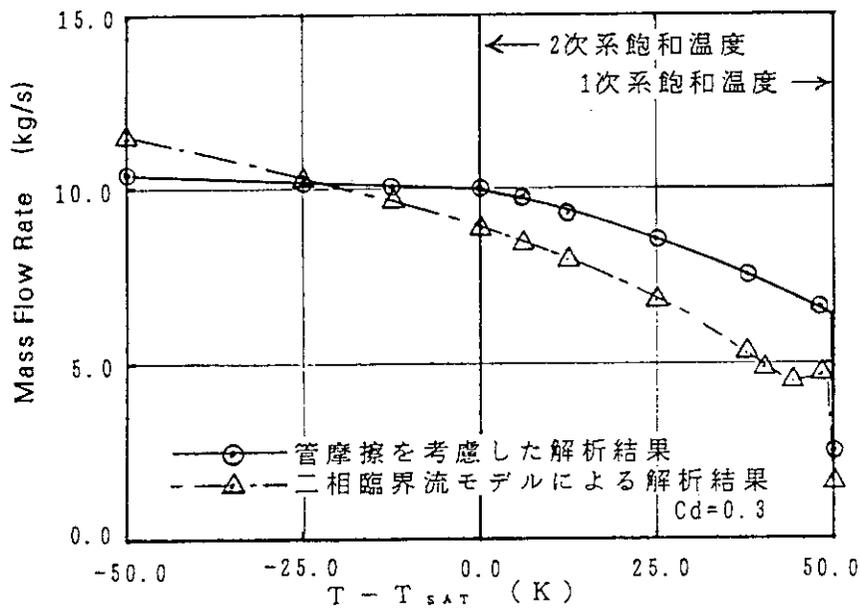


図27 実機破断流量の上流側温度依存性