

JAERI-M

88-039

Moodyの臨界流モデルによる配管き裂
からの冷却材漏洩率評価法

1988年3月

中城 憲行・柴田 勝之・磯崎 敏邦・鬼沢 邦雄

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。
入手の間合わせは、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）
あて、お申しこしてください。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）で複写による実費頒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, Tokai-mura, Naka-gun,
Ibaraki-ken 319-11, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 1988

編集兼発行 日本原子力研究所
印刷 日立高速印刷株式会社

Moodyの臨界流モデルによる配管き裂からの冷却材漏洩率評価法

日本原子力研究所東海研究所原子炉安全工学部
中城憲行・柴田勝之・磯崎敏邦・鬼沢邦雄

(1988年2月1日受理)

軽水型原子力プラント配管の構造安全設計基準へLBB概念を導入するための研究プログラムおよびLBB実証試験が各国で活発化している。LBB研究の内、冷却材漏洩評価は、安全なプラント停止を行うための重要な項目のひとつである。

日本原子力研究所では、配管信頼性実証試験の一環として、昭和62年度よりジェット流評価試験を進めている。この試験では、4インチおよび6インチ口径配管の貫通疲労き裂およびスリット試験片からの冷却材漏洩量も測定する計画となっている。

本報告書は、この計画に使用する貫通疲労き裂付試験体のき裂角度を決定するために行ったMoodyの臨界流モデルによる冷却材漏洩評価プログラムの開発および漏洩量予備計算結果をまとめたものである。

Estimation of Leak Rates through a Through-Wall Cracked
Pipes using Moody's Critical Flow Model

Noriyuki TYUJYO, Katsuyuki SHIBATA
Toshikuni ISOZAKI and Kunio ONIZAWA

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

(Received February 2, 1988)

To introduce Leak-Before-Break (LBB) concept into the piping design standard of the LWR pressure boundary piping, LBB research and verification test programs are actively conducted in many nuclear electricity generating countries. It is an important subject to evaluate the leak rate through a through-wall cracked pipes for the verification of LBB.

At JAERI, a leak test program has started in 1987 in order to measure leak rates of coolant through cracks in 4- and 6-inch diameter pipes and through slit specimens.

Using the Moody's critical flow model, a computer program to evaluate a leak rate through a through-wall cracked pipes has been developed in order to determine the crack angle of test pipes in the leak test. This report describes the Moody's critical flow model, the outline of the computer program and the results of preliminary calculations.

Key words : Light Water Reactor, Leak Rate, Leak Before Break, Critical Flow Rate, Saturated Water, Subcooled Water

目 次

1. まえがき	1
2. 基礎理論	3
2.1 Moody の二相流モデル	3
2.2 連続の式	3
2.3 二相流全体に対するエネルギー式	3
2.4 運動量保存則	4
2.5 き裂に沿う圧力損失	5
2.6 管摩擦係数	7
3. 摩擦損失を考慮した Moody モデルによる二相臨界流量 G_c の算出法 および計算プログラム	9
3.1 Moody のスリップモデル	9
3.2 き裂内のクオリティ変化	9
3.3 臨界条件	10
3.4 二相臨界流量 G_c の算出法および計算プログラム	10
3.5 BWR 飽和水の臨界流量曲線	11
3.6 Moody モデルと Henry モデルとの比較 (BWR 飽和水)	11
4. き裂からの漏洩量	19
4.1 二相臨界流量 G_c と水力学的直径 D_h との関係	19
5. 考 察	29
5.1 2 および 5 GPM の漏洩が生じるき裂寸法の決定	29
6. 結 論	34
謝 辞	34
参考文献	35
付 録 プログラムリスト	36

Contents

1. Introduction	1
2. Basic theory	3
2.1 Two-phase flow model by Moody	3
2.2 Continuity equation	3
2.3 Energy equation of two-phase flow	3
2.4 Momentum equation	4
2.5 Pressure loss along crack	5
2.6 Friction factor	7
3. Calculation of two-phase critical flow rate by Moody's model considering friction effect and the development of computer program	9
3.1 Slip model	9
3.2 Change in quality with pressure loss	9
3.3 Critical condition	10
3.4 Calculation of two-phase critical flow rate	10
3.5 Critical flow rate curve for saturated water	11
3.6 Comparison of critical flow rate between Moody's and Henry's models	11
4. Leak rate through a crack	19
4.1 Relationship between critical flow rate (G_c) and hydraulic diameter (D_h)	19
5. Consideration	29
5.1 Determination of crack angle corresponding 2 and 5 GPM leakage	29
6. Conclusion	34
Acknowledgement	34
Reference	35
Appendix : Computer program list	36

記号および略称一覧表

A	:	流路断面積
c	:	き裂半長
COA	:	き裂開口面積
COD	:	き裂開口変位
Dh	:	水力学的直径
f	:	管摩擦係数
Fin	:	気液相間の摩擦力
Fwall	:	液相と壁面間の摩擦力
G	:	二相流量
G _c	:	二相臨界流量
GPM	:	gallon per minute
h	:	比エンタルピ
h ₀	:	よどみ点エンタルピ
K	:	速度比 (= U _g /U _f)
L	:	き裂深さ
P	:	圧力
P ₀	:	よどみ点圧力
P _{2cr}	:	臨界圧
ΔP _a	:	加速度項による圧力損失
ΔP _f	:	管摩擦による圧力損失
q	:	外部から与えられるエネルギー
Rh	:	水力学的半径
S	:	比エントロピ
S _m	:	設計応力強さ
S _{max}	:	エントロピの極大値
T	:	温度
U	:	速度
V	:	比体積
V _m	:	二相流の平均比体積
x	:	クオリティ
W	:	漏洩量
Z	:	き裂深さ方向座標
α	:	蒸気ボイド率
ε	:	表面あらさ
ρ	:	二相流密度

添 字

f	:	液 相
g	:	気 相
0	:	よどみ点
1	:	き裂入口
2	:	き裂出口

Nomenclatures and Abbreviations

A	:	Area
c	:	Half crack length
C O A	:	Crack Opening Area
C O D	:	Crack Opening Displacement
Dh	:	Hydraulic diameter
f	:	Friction factor
Fin	:	Friction between vapor and liquid
Fwall	:	Friction between liquid and wall
G	:	Two-phase flow rate
G _c	:	Two-phase critical flow rate
G P M	:	Gallon per Minute
h	:	Specific enthalpy
h _o	:	Stagnation enthalpy
K	:	Slip ratio (= U _g /U _f)
L	:	Crack depth
P	:	Pressure
P _o	:	Stagnation pressure
P _{2 cr}	:	Critical pressure
ΔP _a	:	Acceleration pressure loss
ΔP _f	:	Friction pressure loss
q	:	outer energy
Rh	:	Hydraulic radius
S	:	Specific enthalpy
S _m	:	Design stress intensity
S _{max}	:	Maximum enthalpy
T	:	Temperature
U	:	Velocity
V	:	Specific volume
V _m	:	Average specific volume for two-phase flow
x	:	Quality
W	:	Leak rate
Z	:	direction of crack depth
α	:	Vapor volume fraction
ε	:	Surface roughness
ρ	:	Two-phase flow density

Subscripts

f	:	liquid
g	:	vapor
0	:	stagnation
1	:	entrance
2	:	exit

1. ま え が き

軽水型原子力プラント配管は従来、両端ギロチン破断（Double Ended Guillotine Break）を想定して構造設計が行われてきた。一方今日、設計、製造、検査技術等の向上ならびに破壊力学評価手法の進歩により、軽水炉配管においては、破断前漏洩（LBB：Leak Before Break）の成立が認識され、LBB思想の構造安全設計基準への導入のための研究プログラムやLBBの実証試験が国際的に進められている。

すでに西独⁽¹⁾、イタリア、および米国^{(2), (3)}では、LBBを前提とした手法が一部設計基準に導入されており、我国においても通産省・原子力発電技術顧問会において構造設計基準の一部変更が検討されている。

ところで、LBBに基づく配管健全性評価は、

- (1) プラント寿命中における安定き裂の成長評価
- (2) 安定な貫通き裂からの冷却材漏洩検出能および漏洩率評価
- (3) 安定限界き裂寸法評価

等の現実的な破壊進行形態を評価することにより行われる。

上記課題のうち安定き裂の成長評価については、従来多くの試験研究が行われており、評価手法は確立されている。また、安定限界き裂寸法評価に関しては、現在、各国で進められている配管試験等により、評価手法が確立されつつある。一方、冷却材漏洩率評価に関しては、これまでいくつかの試験研究が実施されてはいるが、人工き裂からの漏洩実験が多く、疲労き裂からの漏洩や、長時間漏洩の影響（錆、ゴミ等によるプラグング、表面酸化、表面のエロージョン）など明らかにしておく問題も多い。

これまでに行われた冷却材漏洩評価に関する試験研究には以下のものが挙げられる。

- (1) EPRI-BCLの研究（1984）⁽⁴⁾

人工およびIGSCCクラックを設けた配管からサブクール水漏洩試験をCODをパラメータとして行い、漏洩量の測定およびHenryの臨界流モデル⁽⁵⁾の適用性を検討している。

- (2) U.C. Berkleyの研究（1983）^{(6), (7)}

人工スリット試験片を使用し、サブクール水の漏洩量を検討している。

- (3) K f Kの研究（1987）⁽⁸⁾

人工き裂および疲労き裂付き試験片を使用し、サブクール水および飽和水の漏洩試験をCODおよびよどみ点圧力をパラメータとして行っている。Pana^{(9), (10)}の臨界流モデルの適用性を検討している。

- (4) I H Iの研究⁽¹¹⁾

COD, L（肉厚）および表面荒さをパラメータとしてBWR飽和水のスリットからの漏洩試験を行っており、Henryの臨界流モデルを検討している。

以上のほかA E C L（カナダ）、C E A（フランス）、C E G B（イギリス）においても試験が行われたが実験結果はあまり公表されていない。

一方、我国では、LBB評価における漏洩率評価法確立のためのデータ取得を行うため昨年度（61年度）より電力・メーカー共同研究が開始された。この研究では、人工または疲労き裂付きスリット試験片および4点曲げ配管試験体を使用し、肉厚、表面荒さ、COD、材料をパラメータとして漏洩試験を行っており、63年度中に完了する予定であり、その成果が期待される。

一方、原研では、配管信頼性実証試験の一環として、き裂貫通時のジェット流評価試験を62年度より開始しており、この試験では、貫通き裂からの漏洩評価も行うことになっている。本年度は、試験装置の整備ならびに貫通疲労き裂付き配管試験体の製作等を進めており、63年度より試験を開始する。

原研における上記試験を進めるに当っては、試験体製作のためのき裂角度の決定や、漏洩量予備計算を行うため、貫通き裂からの漏洩評価プログラムの整備を行っておく必要がある。

貫通き裂からの漏洩量評価には Moody の臨界流モデル⁽¹²⁾ や Henry の臨界流モデル⁽⁵⁾ が用いられる。後者については、EPRIにおいて開発された計算プログラムが公表されており⁽¹³⁾ 磯崎らによって原研マシンへのインストールが完了している⁽¹⁴⁾。

さらに、Moody の臨界流モデルについては今回著者らが調査し計算プログラムを作成した。

本報では、まず Moody の臨界流モデルについて解説を行うとともに、計算プログラムの解説も行う。さらに、4インチ口径、および6インチ口径配管試験体のき裂角度と漏洩率との関係について試算した結果を述べる。

2. 基礎理論⁽¹²⁾

2.1 Moodyの二相流モデル⁽¹²⁾

Moodyの二相流モデルは、スリップモデルとも呼ばれ流路断面上で気相と液相が完全に分離し各相間に相対速度を有するものである。Fig. 1に、モデルの模式図を示す。

このモデルは、以下の特性を仮定している。

- 1) 流路面積は一定で、外部とは断熱されている。
- 2) 定常流である。
- 3) エントレインメントなしの環状分離流で液相が流路壁と接触している。
- 4) いずれの断面に於いても液相、気相共に熱力学的な平衡状態にある。
- 5) 二相共に一定速度である。

2.2 連続の式

流体の連続性から二相流量 G は、一定である。

従って、

$$G = \frac{W}{A} = \frac{\alpha}{x} \frac{U_g}{V_g} = \frac{1-\alpha}{1-x} \frac{U_f}{V_f} \quad (2.1)$$

但し、

$$x : \text{クオリティ} \quad x = \frac{W_g}{W_f + W_g} = \frac{W_g}{W} \quad (2.2)$$

$$\alpha : \text{蒸気ボイド率} \quad \alpha = \frac{A_g}{A_f + A_g} = \frac{A_g}{A} \quad (2.3)$$

$$K : \text{速度比} \quad K = U_g / U_f \quad (2.4)$$

2.3 二相流全体に対するエネルギー式^{(12), (15)}

流路は外部と断熱されている ($q = 0$) ためエンタルピは摩擦の有無に関係なく流路に沿って一定であるから、

$$h_o = h + \frac{G^2}{2} \{ x U_g^2 + (1-x) U_f^2 \} \quad (2.5)$$

である。速度比 $K = U_g / U_f$ を用いて (2.5) 式を表わすと、

$$h_o = \left\{ h_f + x (h_g - h_f) \right\} + \frac{G^2}{2} \left\{ x V_g + K (1-x) V_f \right\}^2 \times \left(x + \frac{1-x}{K^2} \right) \quad (2.6)$$

となる。

2.4 運動量保存則

流路中で摩擦損失が有る場合、流体の運動方程式は以下の通りである。

基礎運動方程式は、

$$\frac{\partial (\rho U A)}{\partial t} + \frac{\partial (\rho U^2 A)}{\partial z} = - \frac{\partial (PA)}{\partial z} - Af \frac{\rho U^2}{2Dh} \quad (2.7)$$

となる。流路に沿って単位長さ当りの運動量を考えた場合、流れは定常流であるとの仮定から

$$\frac{\partial (\rho U A)}{\partial t} = 0 \text{ となり, (2.7) 式は,}$$

$$\frac{\partial (PA)}{\partial Z} + \frac{\partial (\rho U^2 A)}{\partial Z} + Af \frac{\rho U^2}{2Dh} = 0 \quad (2.8)$$

となる。

(2.8) 式を $G = \rho U$ で書き換え、整理すると次式が得られる。

$$G^2 \frac{d}{dZ} (1/\rho) - \frac{G^2}{\rho A} \frac{dA}{dZ} = - \frac{1}{A} \frac{d(PA)}{dZ} - \frac{(f/\rho) G^2}{2Dh} \quad (2.9)$$

一定流路面積を仮定しているので、左辺第2項は $dA/dZ = 0$ となり、

$$G^2 \frac{d}{dZ} (1/\rho) = - \frac{dP}{dZ} - \frac{(f/\rho) G^2}{2Dh} \quad (2.10)$$

が得られる。

(2.10) 式の左辺は密度変化により生じる加速度項であり、右辺は外力項である。右辺第1項および第2項は、圧力勾配および摩擦損失である。

ここで(2.7)式から(2.10)式の導入法ならびに ρ , U の物理的意味を説明する。Moodyモデルは本来二相流であるものを单相流に簡略化し、取扱っていることが以下の説明からわかる。各相について運動量保存則を考えてみる。蒸気相運動量式は定常流のもとでは、

$$\frac{d}{dZ} \rho_g U_g^2 A_g = - \frac{d}{dZ} (PA_g) + F_{in} \quad (2.11)$$

液相運動量式は、

$$\frac{d}{dZ} \rho_f U_f^2 A_f = - \frac{d}{dZ} (PA_f) - F_{in} + F_{wall} \quad (2.12)$$

ここに F_{in} は蒸気相と液相間で生じる相間摩擦力、 F_{wall} は液相が管壁から受ける摩擦力である。2.1節の3)項の特性から液相のみが管壁と接しているため、管摩擦の項は液相のみについて

て考慮すればよい。(2.11)式と(2.12)式の和をとれば、 $A = A_g + A_f$ であるから、

$$\frac{d}{dZ} (\rho_g U_g^2 A_g + \rho_f U_f^2 A_f) = -\frac{d}{dZ} (PA) + F_{wall} \quad (2.13)$$

ここで、

$$\rho_g U_g^2 A_g + \rho_f U_f^2 A_f = \rho U^2 A \quad (2.14)$$

とおく。さらに(2.1)式において、

$$W = AG = \rho_g U_g A_g + \rho_f U_f A_f = \rho UA \quad (2.15)$$

とする。(2.14)、(2.15)式は辺々をAで除して、

$$\begin{aligned} \rho U^2 &= \rho_g U_g^2 \alpha + \rho_f U_f^2 (1 - \alpha) \\ \rho U &= \rho_g U_g \alpha + \rho_f U_f (1 - \alpha) \end{aligned} \quad (2.16)$$

と書き直される。(2.16)と(2.1)式を用いて、

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho} &= x^2 \left[\frac{1}{\rho_g \alpha} + \frac{\rho_f U_f^2 (1 - \alpha)}{(\rho_g U_g \alpha)^2} \right] \\ &= x^2 \frac{V_g}{\alpha} + (1 - x)^2 \frac{V_f}{1 - \alpha} \end{aligned} \quad (2.17)$$

が得られる。この $1/\rho$ が後出の(2.21)式の V_m となる。

2.5 き裂に沿う圧力損失

き裂を流路と考え、摩擦を考慮した場合の二相流の運動方程式は(2.10)式より、

$$\frac{dP}{dZ} + \Delta P_a + \Delta P_f = 0 \quad (2.18)$$

で与えられる。但し、 ΔP_a は加速損失、 ΔP_f は摩擦損失であり、

$$\Delta P_a = G^2 \frac{d}{dZ} \left(\frac{1}{\rho} \right)$$

$$\Delta P_f = \frac{f/\rho}{2D_h} G^2$$

である。

加速損失 ΔP_a は、気液二相分離流モデルの運動量バランスと二相流の連続の式より、

$$\Delta P_a = G^2 \frac{d}{dZ} \left[\frac{x^2 V_g}{\alpha} + \frac{(1-x)^2 V_f}{1-\alpha} \right] \quad (2.19)$$

となる。

さらに、(2.1) ~ (2.4) 式より蒸気ボイド率 α は、

$$\alpha = \frac{1}{1 + K \left(\frac{1-x}{x} \right) \frac{V_f}{V_g}} \quad (2.20)$$

となる。

(2.19) および (2.20) 式より、

$$\begin{aligned} \Delta P_a &= G^2 \frac{d}{dZ} \left[\{ K(1-x)V_f + xV_g \} \left(x + \frac{1-x}{K} \right) \right] \\ &= G^2 \frac{d}{dZ} [V_m] \end{aligned} \quad (2.21)$$

が得られる。ここで、

$$\begin{aligned} \frac{1}{\rho} = V_m &\equiv \left[\frac{x^2 V_g}{\alpha} + \frac{(1-x)^2 V_f}{1-\alpha} \right] \\ &= \left[\{ K(1-x)V_f + xV_g \} \left(x + \frac{1-x}{K} \right) \right] \end{aligned}$$

であり、二相流を单相流に簡略化したことにより得られる二相流の比体積を代表する値である。

摩擦損失 ΔP_f は、

$$\Delta P_f = \frac{f}{Dh} \cdot \frac{G^2}{2} \cdot \frac{1}{\rho} = \frac{f}{Dh} \cdot \frac{G^2}{2} V \quad (2.22)$$

であり、 $V = V_f + x(V_g - V_f)$ を代入すると、

$$\Delta P_f = \frac{f}{Dh} \cdot \frac{G^2}{2} \{ V_f + x(V_g - V_f) \} \quad (2.23)$$

が得られる。

(2.21)、(2.23) 式より運動方程式は、

$$dP + G^2 dV_m + \frac{f}{Dh} \frac{G^2}{2} V dZ = 0 \quad (2.24)$$

となる。

(2.24) 式を基本として、以下に二相臨界流量 G_c を求める。

2.6 管摩擦係数

管摩擦係数 f は、き裂表面が十分荒いことを考慮して Nikradse の式を用いて求める。

$$\frac{1}{\sqrt{f}} = 2 \log \left(\frac{Rh}{\epsilon} \right) + 1.74 \quad (2.25)$$

ここで、 ϵ : 表面荒さ

Rh : $Dh/2$

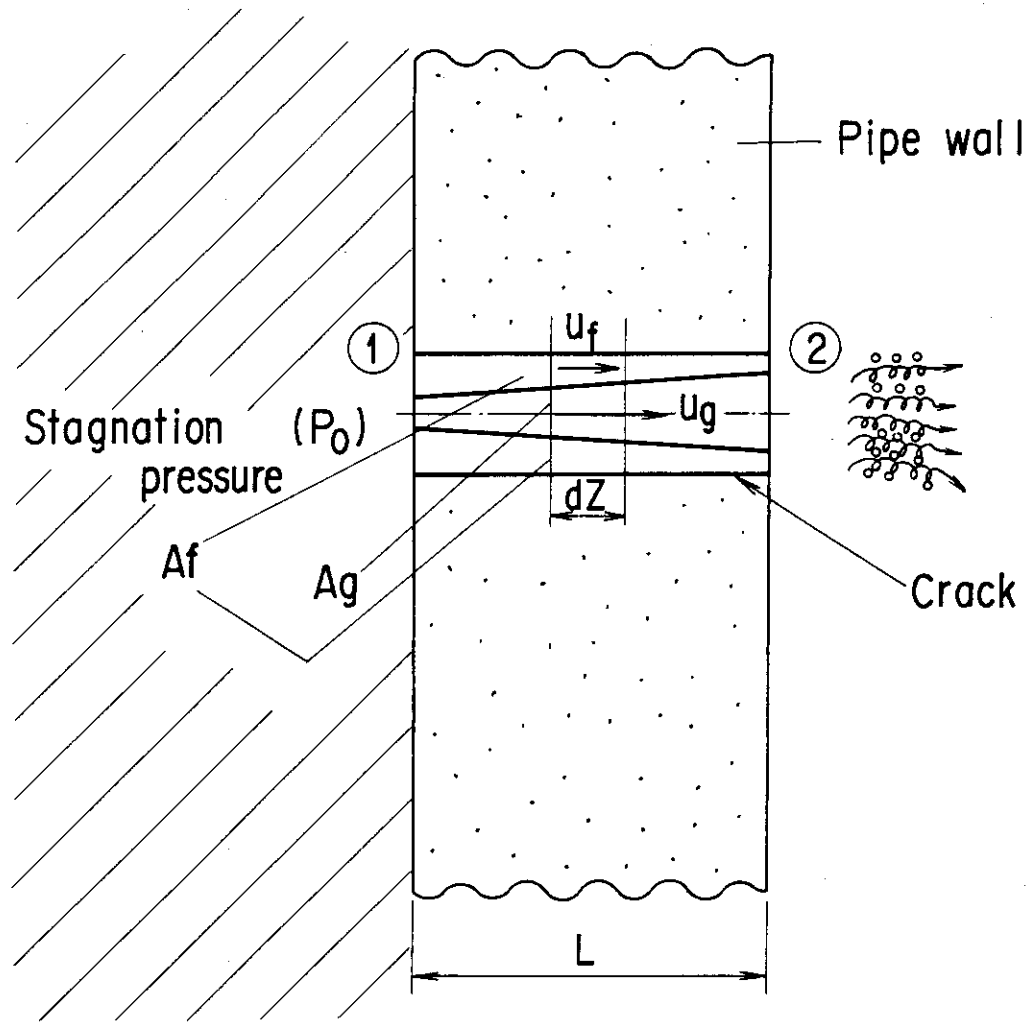


Fig.1 Moody's slip model⁽¹²⁾

3. 摩擦損失を考慮した Moody モデルによる二相臨界流量 G_c の算出法および計算プログラム

3.1 Moody のスリップモデル⁽¹²⁾

Moody は、臨界時の気相と液相の速度比 K (slip ratio) として次式を提案している。

$$K = (V_g/V_f)^{1/3} \quad (3.1)$$

(3.1) 式は、管摩擦を考慮せず二相流全体が等エントロピー変化流れをする場合の二相臨界流量 G_c から得られる条件である。すなわち、Moody は速度比 K と圧力 P とは独立であると仮定し、

$$dG = (\partial G/\partial P)_K dP + (\partial G/\partial K)_P dK = 0 \quad (3.2)$$

の流量極大条件

$$(\partial G/\partial K)_P = 0$$

$$(\partial G/\partial P)_K = 0$$

を臨界条件とし、その結果 (3.1) 式が求められた。

3.2 き裂内のクオリティ変化⁽¹⁵⁾

流路内のクオリティ変化は、(2.6) 式に示す二相流全体のエネルギー式より以下のように求められる。

流路面積を一定と仮定しているので流量 G は流路内で一定である。従って、(2.6) 式を、Moody の提案している速度比 ($K = (V_g/V_f)^{1/3}$) を用いて、クオリティ x について整理すると以下の様になる。

$$\begin{aligned} & \left(1 - \frac{1}{K^2}\right) \left(1 - K \frac{V_f}{V_g}\right)^2 x^3 \\ & + \left(1 - K \frac{V_f}{V_g}\right) \left\{ 2 K \frac{V_f}{V_g} + \frac{1}{K^2} \left(1 - 3 K \frac{V_f}{V_g}\right) \right\} x^2 \\ & + \left[\left\{ \frac{2}{K} \frac{V_f}{V_g} \left(1 - \frac{V_f}{V_g} K\right) + (K^2 - 1) \left(\frac{V_f}{V_g}\right)^2 \right\} + \frac{h_g - h_f}{V_g^2} \frac{1}{G^2/2} \right] x \\ & = \frac{h_o - h_f}{V_g^2} \frac{1}{G^2/2} - \left(\frac{V_f}{V_g}\right)^2 \end{aligned} \quad (3.3)$$

(3.3) 式に示すクオリティ x の 3 次式の各係数は流量 G と圧力 P のみの関数であるから、 G と P を与えることによりクオリティ x を決定できる。

Fig. 2 に、一例として、流量 $G = 17146 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合の圧力に対するクオリティ変化を示す。

3.3 臨界条件⁽¹⁵⁾

Moody の二相流モデルの仮定から流路内部は外部と断熱されているため、二相流全体のエントロピ S が減少することは有りえない。従って、圧力降下に伴うエントロピ S の極大点が臨界状態を示す。

流路内部の圧力降下に伴うエントロピ変化を Fig. 3 に示す。Fig. 3 は、横軸にエントロピ S 、縦軸に圧力 P を示し、ある流量 G を与えた場合の流路に沿ったエントロピ変化を示す。例えば、 $G = 17146 \text{ kg/m}^2\text{s}$ の場合、圧力 $P = 21.8 \text{ kg/cm}^2\text{a}$ まで降下した時、エントロピは極大を示す。

臨界条件は、

$$dS/dP = 0 \quad (3.4)$$

であるから、エントロピ極大のときの圧力が臨界圧 P_{2cr} となる。

但し、エントロピ S はクオリティ x の関数であり、

$$S = S_f + x (S_g - S_f) \quad (3.5)$$

で与えられる。

3.4 二相臨界流量 G_c の算出法および計算プログラム

二相臨界流量 G_c は、運動方程式 (2.24) 式、クオリティ変化を示す (3.3) 式、臨界条件 (3.5) 式を用い以下のように算出できる。

(2.24) 式を変形すると、

$$dZ = -\frac{Dh}{f} \left(\frac{1}{G^2/2} \frac{dP}{V} + 2 \frac{dV_m}{V} \right)$$

この式を流路入口 1 から出口 2 まで積分し、き裂深さ (板厚) L が次の様に求められる。

$$L = \int_1^2 dZ = -\int \frac{Dh}{f} \left(\frac{1}{G^2/2} \frac{dP}{V} + 2 \frac{dV_m}{V} \right) \quad (3.6)$$

(3.6) 式をき裂形状 L/Dh と管摩擦係数 f により無次元化すると、

$$\frac{f}{Dh} L = \frac{1}{G^2/2} \int_{P_2}^{P_1} \frac{dP}{V} - 2 \int_{P_1}^{P_2} \frac{dV_m}{V} \quad (3.7)$$

となる。

ある臨界流量 G_c とよどみ点圧力 P_0 を与えれば、流路に沿って ΔP だけ圧力が降下した位置での速度比 K が(3.1)式より得られ、一方クオリティ x も(3.3)式より求まる。さらに、求められたクオリティから、その位置での状態量 T , V , h , S , V_m が求まる。

流路に沿って以上のパラメータが求まれば、(3.7)式の右辺第1項および第2項の数値積分が実行できるので、流路に沿った fL/Dh が定まる。臨界条件は、(3.4)式により与えられるので、 S_{max} の位置を求めれば、その点が臨界流量 G_c となったときの出口条件となる。

以上の様にして任意の G_c , P_0 を与えれば、このときの流路条件 fL/Dh および流路に沿ったすべての状態量が定まる。

逆に、上記の fL/Dh を求める計算を反復して、収束計算を行うことにより、流路条件 fL/Dh およびよどみ点圧力 P_0 から G_c の数値計算ができる。

Fig. 4に、与えられた G_c , P_0 から流路条件 fL/Dh を計算するときの流れ図を示す。さらにFig. 5は、Fig. 4の流路計算に基づき収束計算を行うことにより流路条件 fL/Dh および P_0 から G_c を計算するときの流れ図を示す。

Fig. 4およびFig. 5の流れ図に従い、臨界流量計算プログラムを作成した。プログラムリストは、付録に示す通りである。

3.5 BWR飽和水の臨界流量曲線

臨界流量計算プログラムを用い、BWR飽和水を内包する配管のき裂から流出する臨界流量を種々口径について求めた。Table 1に、計算条件を示す。

本計算は、4B Sch80および6B Sch80配管に対応する肉厚 t をき裂深さ L とし、水力学的直径 Dh をパラメータとして、二相臨界質量流量 G_c を求めた。なお G_c の計算結果は、288℃の水の体積に換算した。換算係数は次の通りである。

$$\begin{aligned} 1 \text{ kg/m}^2\text{s} &= 1 \times 60 \times 10^{-6} / (3.785 \times 0.7359) \\ &= 2.1541 \times 10^{-5} \text{ (GPM/mm}^2\text{)} \end{aligned}$$

Table 2, 3およびFig. 6に、計算結果を示す。

3.6 MoodyモデルとHenryモデルとの比較 (BWR飽和水)

Henryの臨界流モデルに基づき、臨界流量計算プログラムが、EPRIにより開発され公表されている^[13]。

本プログラムの原研マシンへのインストールが磯崎ら^[14]によって行われており、Henryモデルによる G_c についてはこのプログラムを使用して計算し、Henryモデルによる G_c とMoodyモデルによる G_c を比較した。

Fig. 7に、上記の2つのモデルで求めた飽和水条件での G_c の計算結果の比較を示す。同図より、 Dh 0 ~ 0.8 mmの範囲ではHenryモデルの方がMoodyモデルに比べて G_c がやや下回る傾向にあることがわかる。

Table 1 Matrix of preliminary calculation

	Stagnation Pressure [Po]	Temperature [T]	Hydraulic Diameter [Dh]	Crack Depth [L]	Initial Quality [Xo]	Surface Roughness [ε]
	Kg/cm ² a	°C	mm	mm	—	mm
BWR	73.8	288	0.1	8.6	0.0	0.030
			0.2			
			0.3			
			0.4			
			0.5			
			0.6			
			0.7			
			0.8			
			0.9			
			1.0			
1.2	11.0					

Table 2 Critical flow rate of 4-inch diameter (Sch 80) pipe for saturated water

Stagnation pressure P_0 ($\text{Kg}/\text{cm}^2\text{a}$)	Crack length L (mm)	Hydraulic diameter D_h (mm)	Surface roughness s (mm)	Friction factor f	fL/D_h	Critical mass flow rate G_c ($\text{Kg}/\text{m}^2\text{s}$)	Critical flow rate G_c (GPM/mm^2)
73.8	8.6	0.1	0.03	0.2097	18.035	11549	0.249
		0.2		0.1289	5.541	18868	0.406
		0.3		0.1016	2.911	23752	0.512
		0.4		0.0871	1.873	27289	0.588
		0.5		0.0780	1.341	29986	0.646
		0.6		0.0715	1.025	32141	0.692
		0.7		0.0666	0.819	33882	0.730
		0.8		0.0628	0.675	35352	0.762
		0.9		0.0597	0.570	36621	0.789
		1.0		0.0571	0.491	37719	0.813
		1.2		0.0530	0.380	39507	0.851

Table 3 Critical flow rate of 6-inch diameter (Sch 80) pipe for saturated water

Stagnation pressure P_o {Kg/cm ² a}	Crack length L {mm}	Hydraulic diameter D_h {mm}	Surface roughness ϵ {mm}	Friction factor f	fL/D_h	Critical mass flow rate G_c {Kg/m ² s}	Critical flow rate G_c {GPM/mm ² }
73.8	11	0.1	0.03	0.2097	23.068	10339	0.223
		0.2		0.1289	7.087	17143	0.369
		0.3		0.1016	3.724	21830	0.470
		0.4		0.0871	2.396	25302	0.545
		0.5		0.0780	1.715	28004	0.603
		0.6		0.0715	1.311	30175	0.650
		0.7		0.0666	1.047	31965	0.689
		0.8		0.0628	0.864	33465	0.721
		0.9		0.0597	0.730	34768	0.749
		1.0		0.0571	0.628	35899	0.773
		1.2		0.0530	0.486	37780	0.814

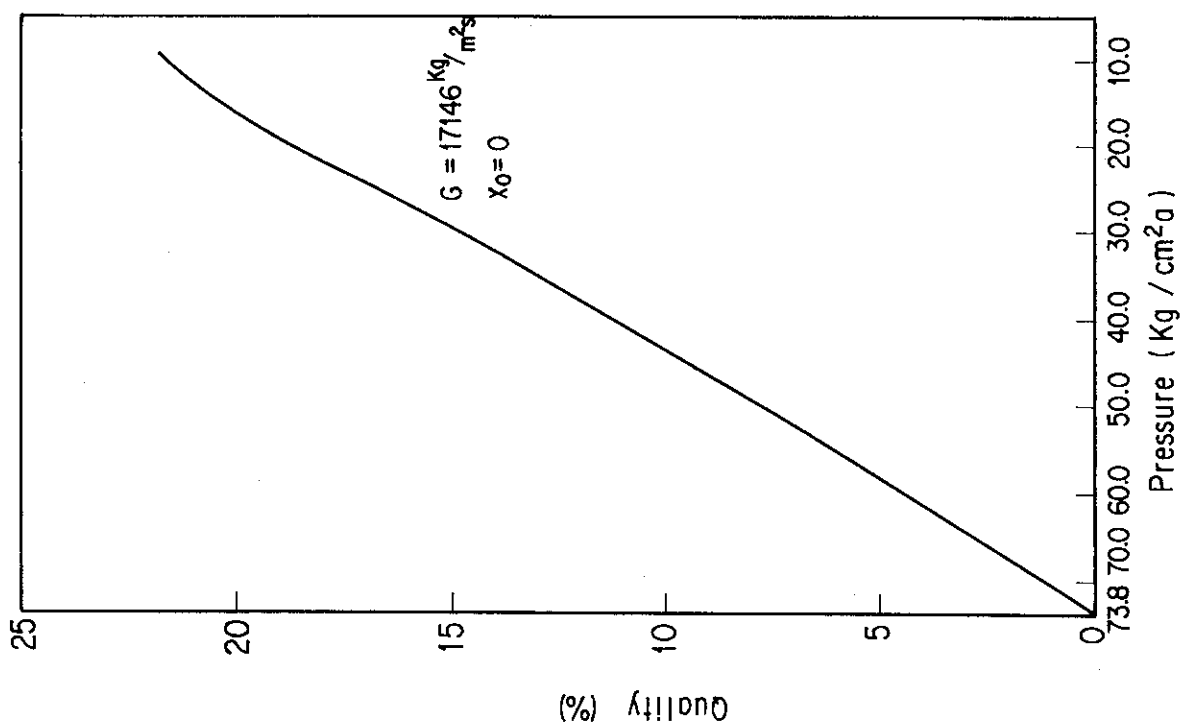


Fig.2 Relationship between quality and pressure at $G = 17146 \text{ Kg/m}^2\text{s}$

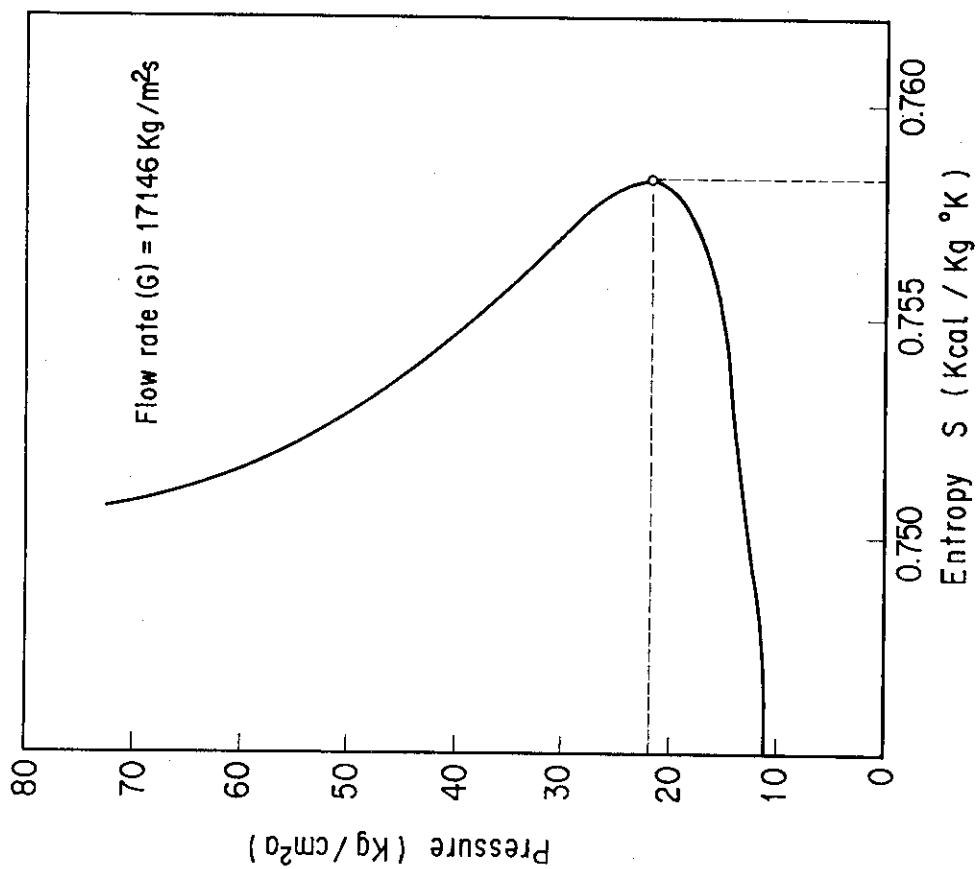


Fig.3 Relationship between entropy and pressure

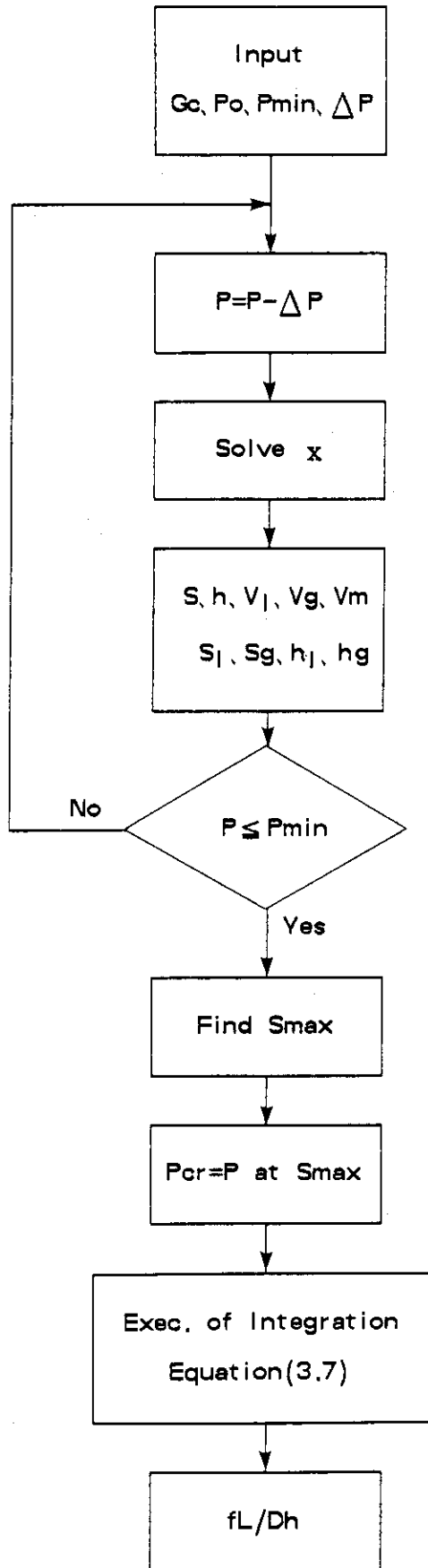
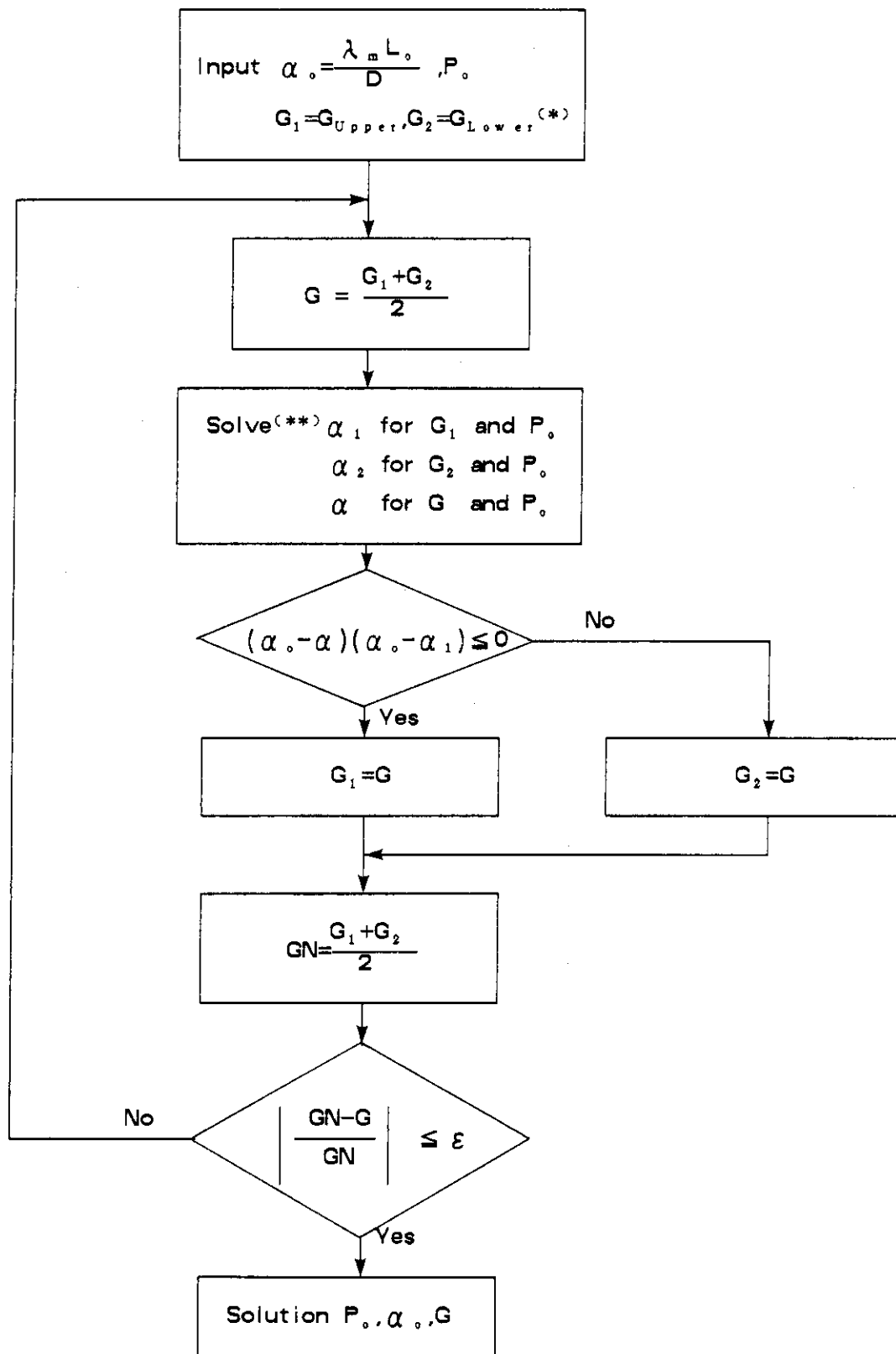


Fig.4 Flow diagram to calculate fL/Dh for given G_c



(*) G_{Upper}, G_{Lower} : Estimated Upper or Lower critical flow rate

(**) Solve α by the flow diagram shown in Fig.4

Fig.5 Flow diagram of the computer program to solve the critical flow rate from given α_0 and P_0 .

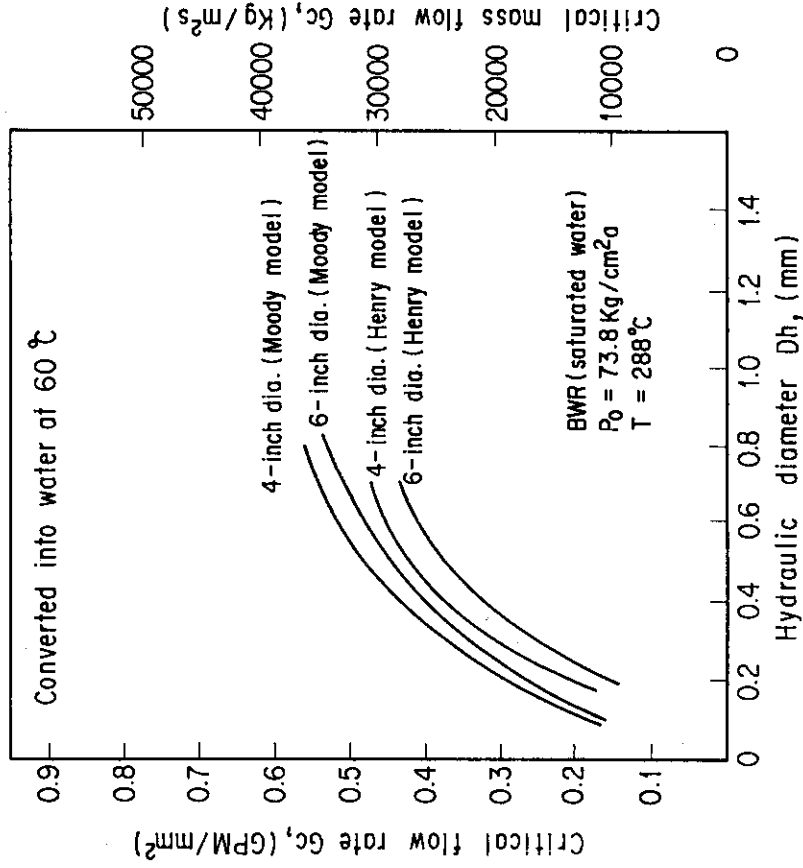


Fig.7 Comparison of critical flow rate using Moody's and Henry's models (saturated water)

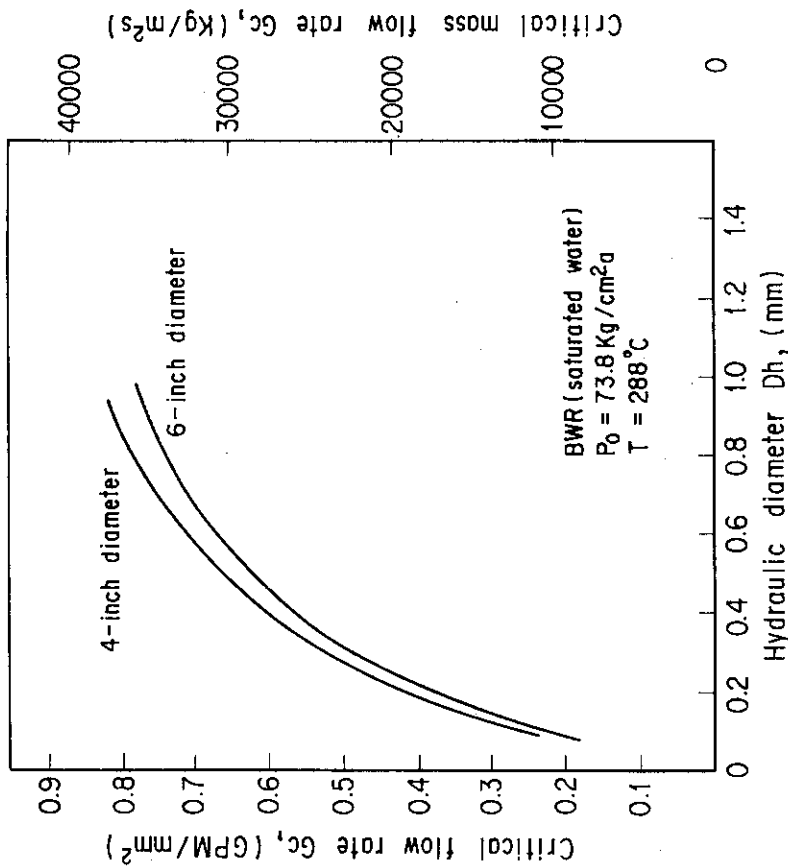


Fig.6 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter

4. き裂からの漏洩量

4.1 二相臨界流量 G_c と水力学的直径 D_h との関係

き裂からの漏洩量 W は、臨界流量 G_c とき裂開口面積 (COA) の積より求まる。

$$W = G_c \times \text{COA} \quad (4.1)$$

水力学的直径 D_h は、次の様に定義される。

$$\begin{aligned} D_h &= \frac{4 \times \text{COA}}{\text{き裂周長}} \\ &= \frac{4 \times \text{COA}}{(2C \times 2 + 2 \times \text{COD})} \end{aligned}$$

通常は、 $2C \gg \text{COD}$ であるため、

$$D_h \approx \text{COA}/C \quad (4.2)$$

となる。

(4.1) および (4.2) 式より、き裂形状 (c , COD) を与えることにより、 D_h が定まり、 G_c , W も定まる。

Table 4 ~ 9 および Fig. 8 ~ 13 に、一例として 2 GPM および 5 GPM (雰囲気 60°C) の場合の、ステンレス鋼管 4 B Sch 80, 6 B Sch 80 および炭素鋼管 STS 42 6 B Sch 80 に 0.5 Sm 負荷した場合の臨界流量曲線を示す。

Table 4 Critical flow rate for 2GPM leakage under 0.5 Sm (4-inch dia. Stainless pipe)

Material	Load	pipe size	Critical flow rate G_c (GPM/mm ²)	Crack opening Area (*) COA (mm ²)	Crack half angle θ (deg)	Crack half length C (mm)	Hydraulic diameter Dh (mm)
Stainless Steel	0.5 Sm	4-inch dia. Sch80	0.1	27.3	62.5	57.7	0.473
			0.2	13.6	52.0	48.0	0.285
			0.3	9.1	46.0	42.4	0.215
			0.4	6.8	41.5	38.3	0.179
			0.5	5.5	38.0	35.1	0.156
			0.6	4.5	35.5	32.8	0.139
			0.7	3.9	33.0	30.4	0.128
			0.8	3.4	31.5	29.1	0.118

(*) : Tada-Parisの式より求める。

Table 5 Critical flow rate for 5GPM leakage under 0.5 Sm (4-inch dia. stainless pipe)

Material	Load	Pipe size	Critical flow rate G_c (GPM/mm ²)	Crack opening area (*) COA (mm ²)	Crack half angle θ (deg)	Crack half length C (mm)	Hydraulic diameter Dh (mm)
Stainless Steel	0.5 Sm	4-inch dia. Sch 80	0.1	68.2	74.5	68.7	0.992
			0.2	34.1	65.5	60.4	0.564
			0.3	22.7	60.0	55.3	0.410
			0.4	17.0	55.5	51.2	0.333
			0.5	13.6	52.0	48.0	0.284
			0.6	11.4	48.0	44.3	0.256
			0.7	9.7	47.0	43.4	0.225
			0.8	8.5	45.0	41.5	0.205
			0.9	7.6	43.0	40.0	0.191

(*) : Tada-Paris の式より求める。

Table 6 Critical flow rate for 2GPM leakage under 0.5Sm (6-inch dia. Stainless pipe)

Material	Load	Pipe size	Critical flow rate G_c (GPM/mm ²)	Crack opening area (*) COA (mm ²)	Crack half angle θ (deg)	Crack half length C (mm)	Hydraulic diameter Dh (mm)
Stainless Steel	0.5Sm	6-inch dia. Sch 80	0.1	27.3	54.3	73.0	0.373
			0.2	13.6	45.5	61.2	0.223
			0.3	9.1	38.0	51.1	0.178
			0.4	6.8	33.0	44.4	0.153
			0.5	5.5	28.5	38.4	0.142
			0.6	4.5	27.0	36.3	0.125
			0.7	3.9	25.0	33.6	0.116
			0.8	3.4	23.5	31.6	0.108
			0.9	3.0	22.5	30.3	0.100

(*) : Tada-Panis の式より求める。

Table 7 Critical flow rate for 5GPM leakage under 0.5 Sm (6-inch dia. stainless pipe)

Material	Load	Pipe size	Critical flow rate G_c (GPM/mm ²)	Crack opening area (*) COA (mm ²)	Crack half angle θ (deg)	Crack half length C (mm)	Hydraulic diameter Dh (mm)
Stainless steel	0.5 Sm	6-inch dia. Sch 80	0.1	68.2	63.5	85.5	0.798
			0.2	34.1	56.0	75.4	0.452
			0.3	22.7	52.5	70.7	0.322
			0.4	17.0	49.0	65.9	0.258
			0.5	13.6	45.5	61.2	0.223
			0.6	11.4	42.5	57.2	0.199
			0.7	9.7	40.0	53.8	0.181
			0.8	8.5	37.0	49.8	0.171
			0.9	7.6	35.0	47.1	0.161

(*) : Tada-Paris の式より求める。

Table 8 Critical flow rate for 2GPM leakage under 0.5Sm (6-inch dia. STS42)

Material	Load	Pipe size	Critical flow rate G_c (GPM/mm ²)	Crack opening area (*) COA (mm ²)	Crack half angle θ (deg)	Crack half length C (mm)	Hydraulic diameter Dh (mm)
STS 42	0.5 Sm	6-inch dia. Sch 80	0.1	27.26	52.8	71.6	0.384
			0.2	13.63	42.8	57.6	0.237
			0.3	9.09	37.5	50.5	0.180
			0.4	6.81	33.5	45.1	0.151
			0.5	5.45	31.0	41.7	0.131
			0.6	4.54	28.5	38.4	0.118
			0.7	3.89	26.5	35.7	0.109
			0.8	3.41	24.5	33.0	0.103

(*) : Tada-Paris の式より求める。

Table 9 Critical flow rate for 5 GPM leakage under 0.5 Sm (6-inch dia. STS 42)

Material	Load	Pipe size	Critical flow rate G_c (GPM/mm ²)	Crack opening area (*) COA (mm ²)	Crack half angle θ (deg)	Crack half length C (mm)	Hydraulic diameter Dh (mm)
STS 42	0.5 Sm	6-inch dia. Sch 80	0.1	68.15	67.0	90.2	0.756
			0.2	34.07	56.0	75.4	0.452
			0.3	22.72	50.0	67.3	0.338
			0.4	17.04	46.0	61.9	0.275
			0.5	13.63	42.5	57.2	0.238
			0.6	11.36	40.3	54.2	0.209
			0.7	9.74	38.3	51.5	0.189
			0.8	8.52	36.5	49.1	0.173
			0.9	7.57	35.0	47.1	0.161

(*) : Tada-Paris の式より求める。

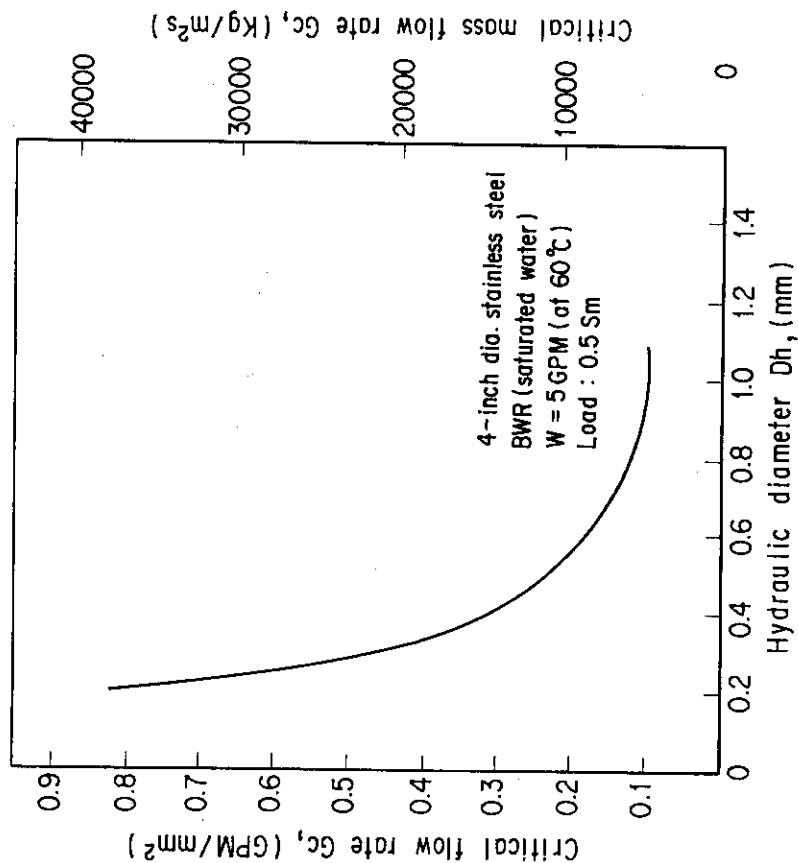


Fig.9 Critical flow rate for 5 GPM leakage under 0.5 Sm load (4-inch dia. stainless steel)

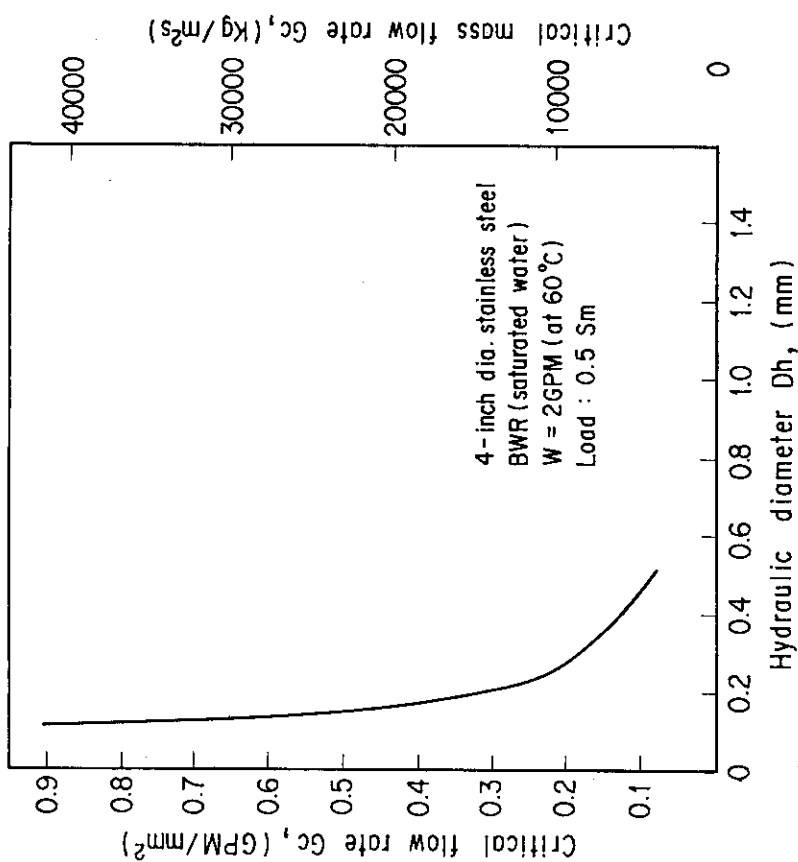


Fig.8 Critical flow rate for 2 GPM leakage under 0.5 Sm load (4-inch dia. stainless steel pipe)

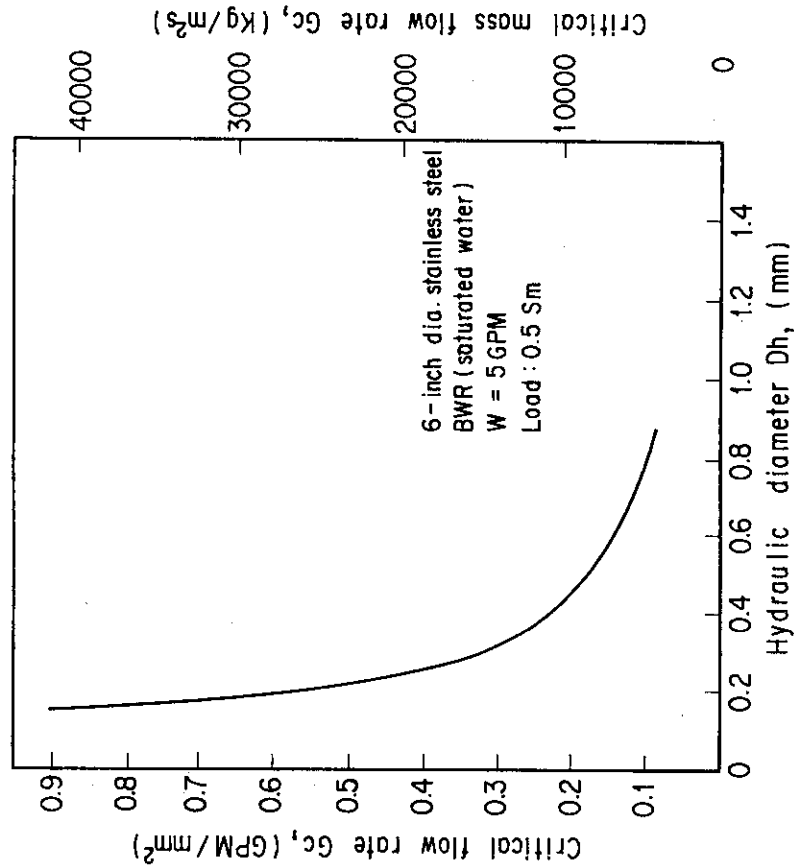


Fig.11 Critical flow rate for 5 GPM leakage under 0.5 Sm load (6-inch dia. stainless pipe)

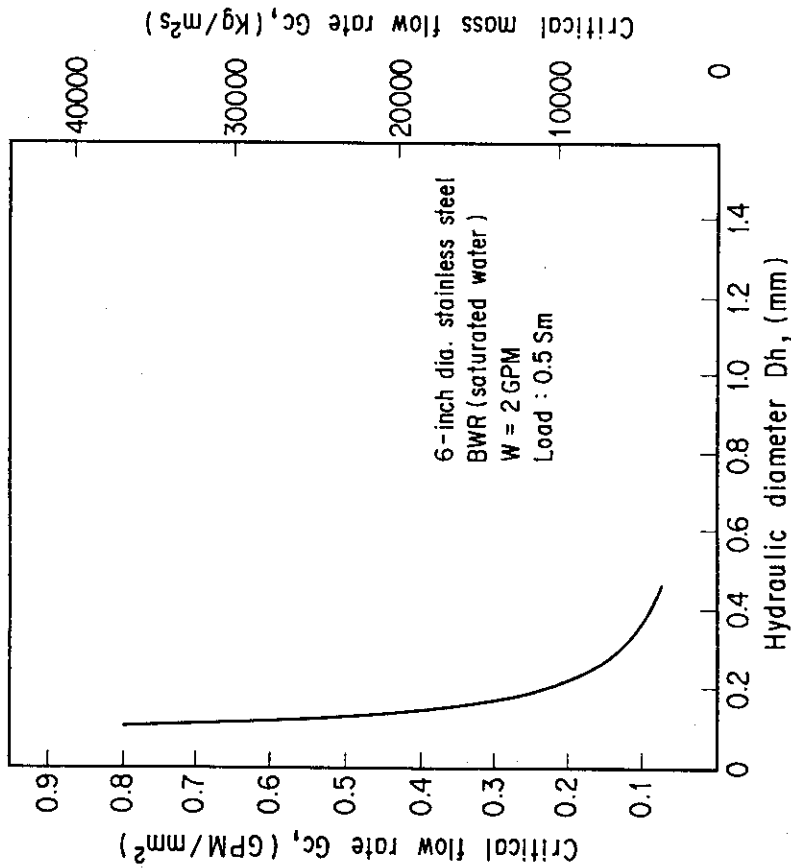


Fig.10 Critical flow rate for 2 GPM leakage under 0.5 Sm load (6-inch dia. stainless pipe)

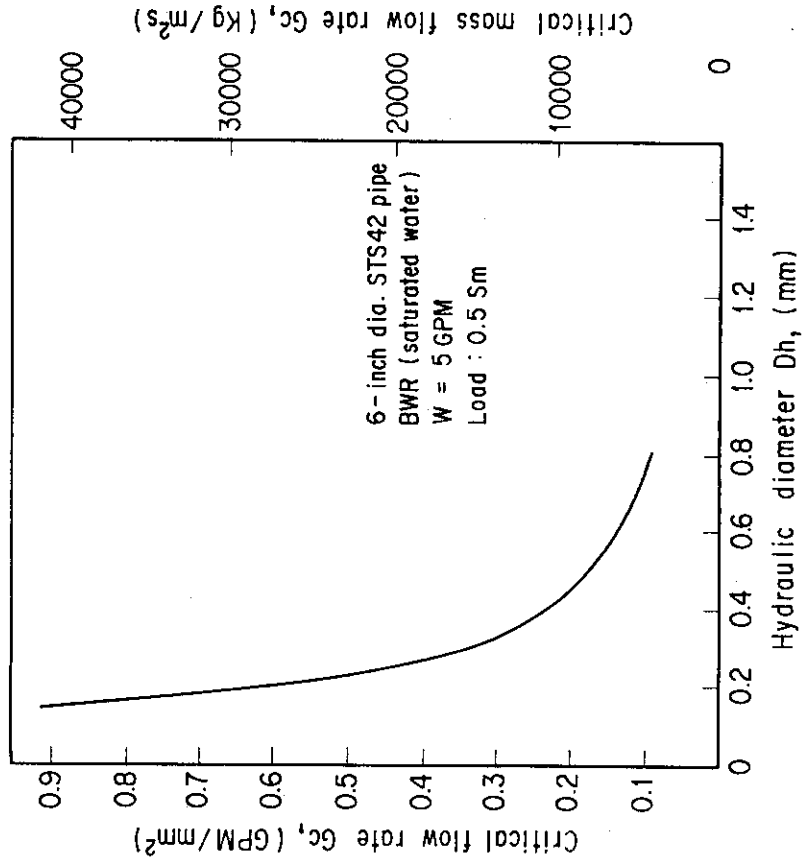


Fig.13 Critical flow rate for 5 GPM leakage under 0.5 Sm load (6-inch dia. STS42 carbon steel pipe)

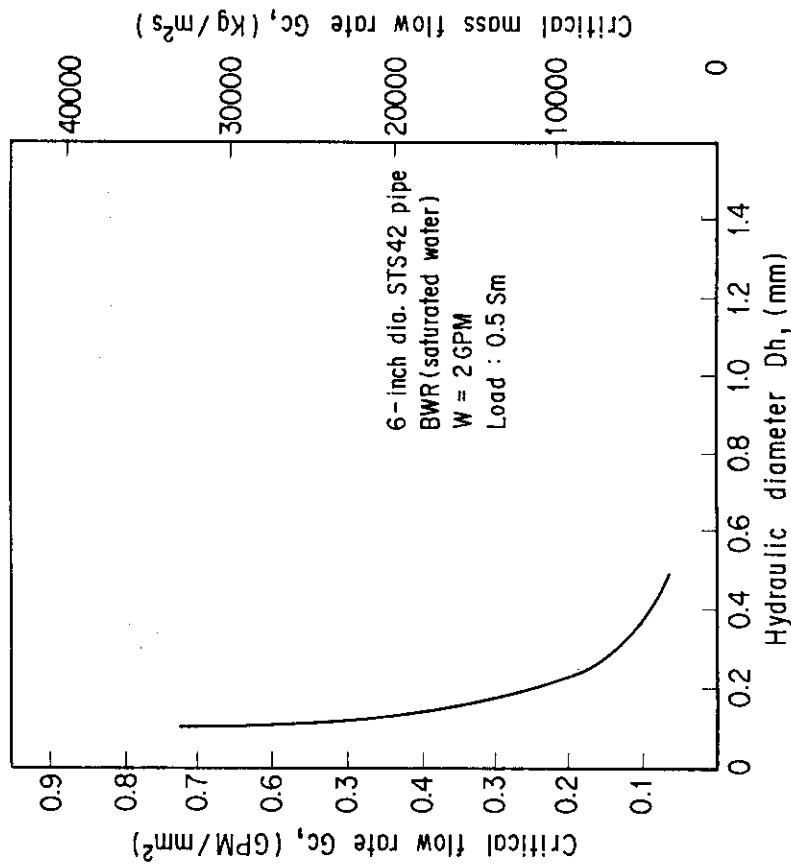


Fig.12 Critical flow rate for 2 GPM leakage under 0.5 Sm load (6-inch dia. STS42 carbon steel pipe)

5. 考 察

5.1 2 および 5 GPMの漏洩が生じるき裂寸法の決定

BWR飽和水が、0.5 Sm 負荷されたステンレス鋼管（4B Sch 80, 6B Sch 80）および、STS 42鋼管（6B Sch 80）から2 および 5 GPMの漏洩が生じるときのき裂寸法を本プログラムより求め以下に検討する。

Fig. 14～19に示す Moody の臨界流量曲線と、き裂開口面積から定まる漏洩曲線の交点が各配管に於ける臨界流量 G_c 、水力学的直径 D_h を与える。

(4.1) 式より、き裂開口面積 COA が求まり、これより Tada-Paris の式⁽¹⁶⁾ を用いて、き裂角度が定まる。

Table 10に、計算結果を示す。

同表より、同一鋼種、同一スケジュールで口径が大きくなる（肉厚が大きくなる）と、臨界流量は小さくなり、さらに、4 B, 6 B 配管では臨界流量への鋼種の影響は計算上小さいことがわかる。

Table 10 Relationship between leak rate and crack angle

Material	diameter	Sch	Condition	Leak rate W (60°C換算) (GPM)	Hydraulic diameter Dh (mm)	Critical flow rate G _c (288°C) (GPM/mm ²)	Crack angle 2θ (deg.)
ステンレス 鋼管	4B	Sch 80		2.0	0.185	0.380	84
	4B	Sch 80	BWR	5.0	0.29	0.500	104
	6B	Sch 80		2.0	0.175	0.328	73
	6B	Sch 80	飽和水	5.0	0.25	0.433	95.5
STS 42 鋼管	6B	Sch 80	BWR	2.0	0.17	0.325	73
	6B	Sch 80	飽和水	5.0	0.255	0.445	89

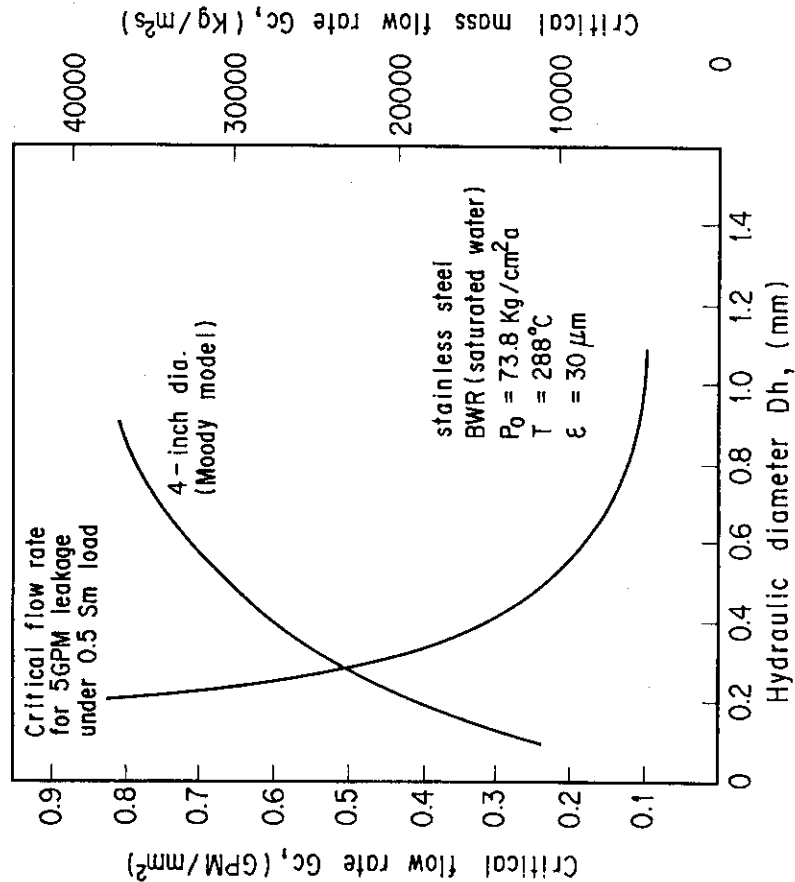


Fig.15 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter for 4-inch dia. stainless pipe

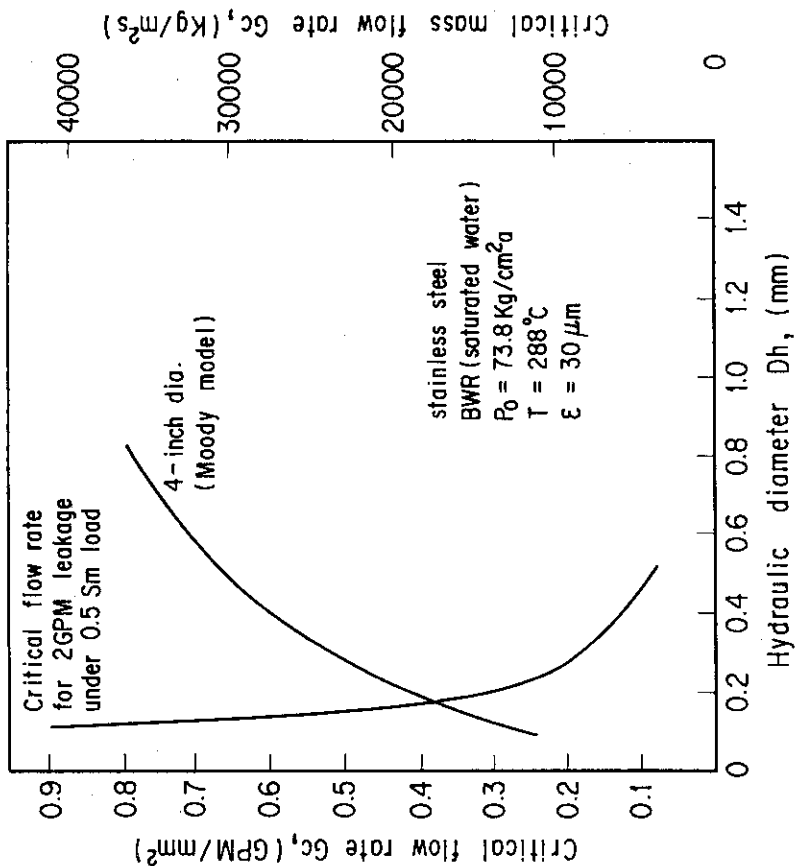


Fig.14 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter for 4-inch dia. stainless pipe

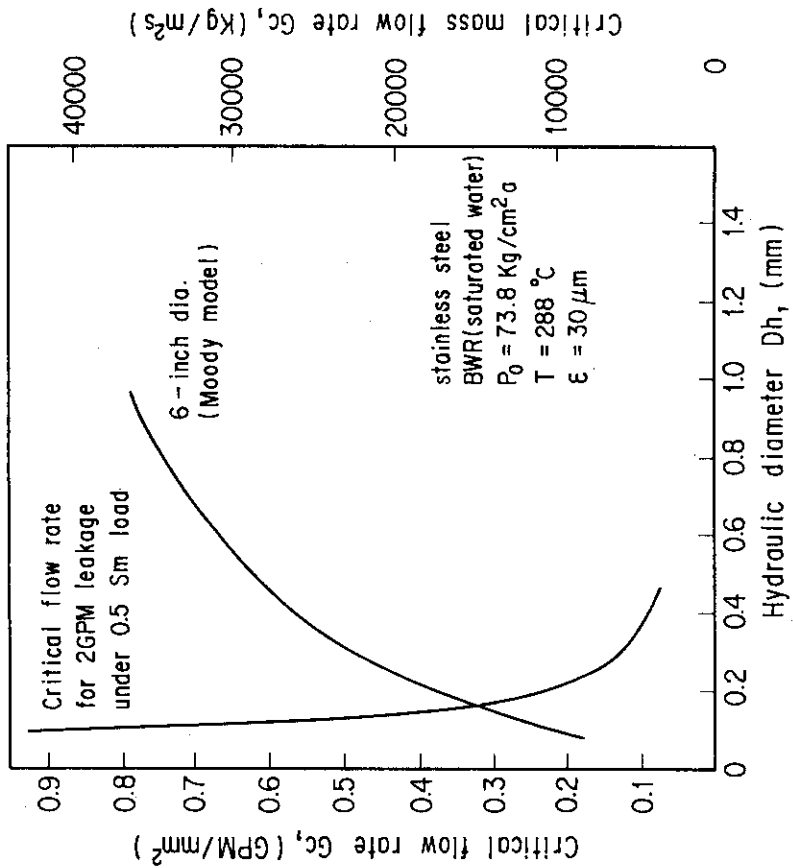


Fig.16 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter for 6-inch dia. stainless pipe

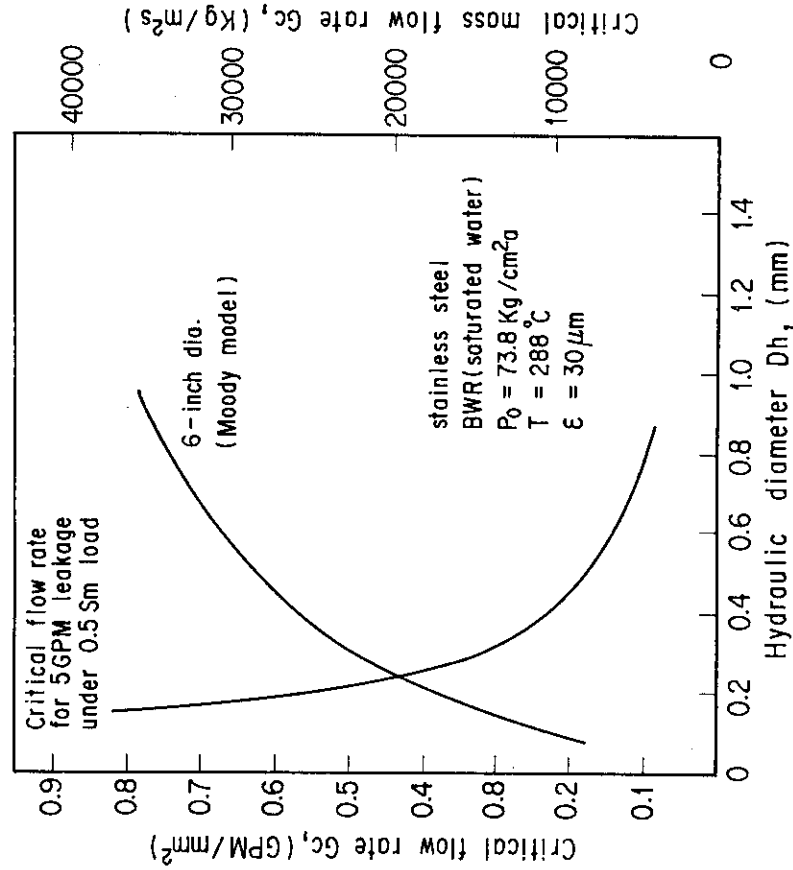


Fig.17 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter for 6-inch dia. stainless pipe

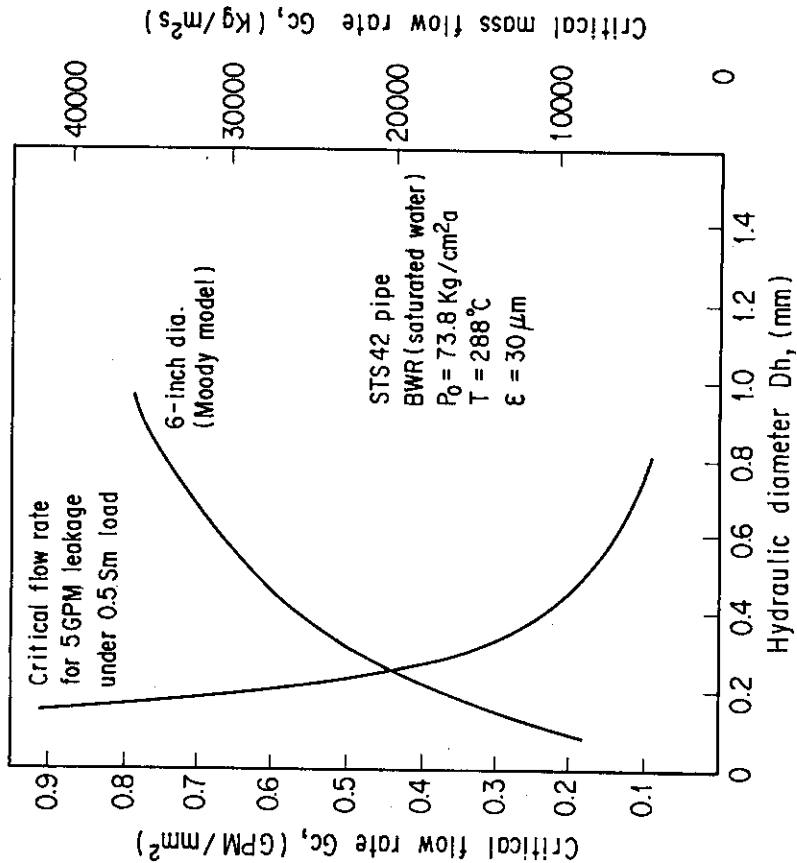


Fig.19 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter for 6-inch dia. STS42 pipe

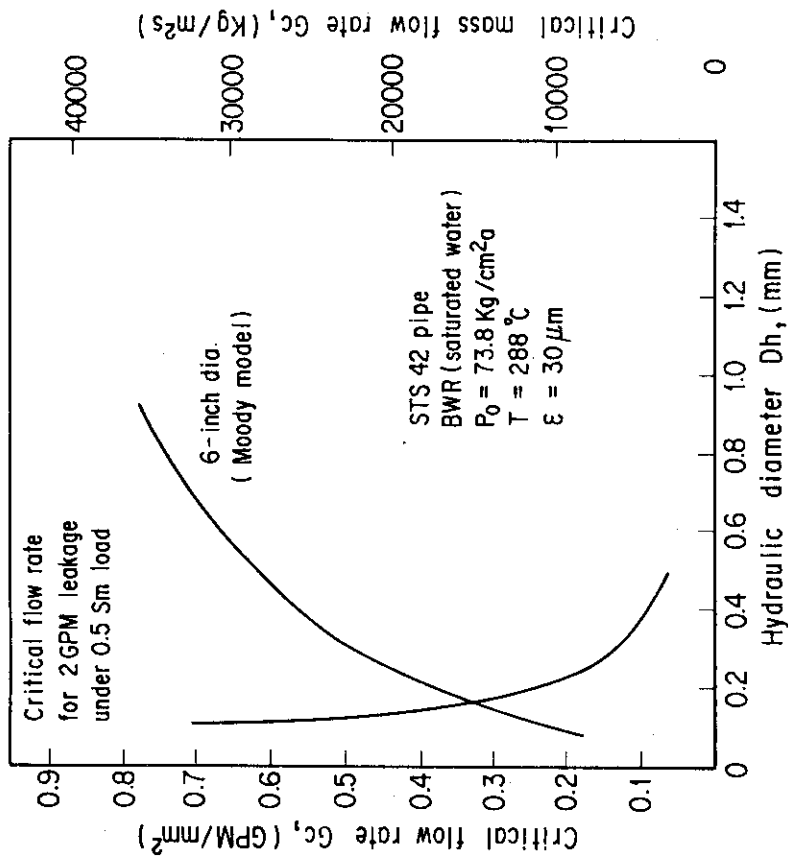


Fig.18 Relationship between critical flow rate and hydraulic diameter for 6-inch dia. STS42 pipe

6. 結 論

本報では、まず Moody の二相流について説明を行い、さらにこのモデルを用いたき裂からの冷却材漏洩流量を求める計算プログラム、冷却材漏洩評価試験の予備計算としての BWR 飽和水を内包するステンレス鋼配管および STS 42 炭素鋼配管のき裂からの冷却材漏洩流量の算出例について示した。

冷却材臨界漏洩流量は本プログラムから求まる Moody の二相臨界流量曲線と、き裂開口面積 COA と漏洩量 W から求まる臨界流量曲線との交点から算出した。

今回行った計算プログラム開発および予備計算は、漏洩試験を実施するための予備的なものである。以下の問題点を含んでいる。

- (1) 配管内のよどみ点から、き裂入口に冷却材が達すると流路形状および流れ方向が変化するため入口損失を生じる可能性が有る。入口損失係数が不明であるので計算プログラムには考慮されていないが、余り大きな影響を与えとは考えていない。
- (2) 実際の配管の疲労き裂進展方向は、直線ではない。流路方向の変化から生じる圧力損失については計算上、考慮されていない。
- (3) 実際の配管き裂は、入口および出口のき裂長さおよび COD が異なっているが、その点を考慮していない。

これらについては、今後、実験データの取得等により計算手法を改良してゆく必要がある。

謝 辞

本報をまとめるに当り、構造強度研究室長宮園昭八郎氏より有益な助言を頂きました。心より謝意を表します。

6. 結 論

本報では、まず Moody の二相流について説明を行い、さらにこのモデルを用いたき裂からの冷却材漏洩流量を求める計算プログラム、冷却材漏洩評価試験の予備計算としての BWR 飽和水を内包するステンレス鋼配管および STS 42 炭素鋼配管のき裂からの冷却材漏洩流量の算出例について示した。

冷却材臨界漏洩流量は本プログラムから求まる Moody の二相臨界流量曲線と、き裂開口面積 COA と漏洩量 W から求まる臨界流量曲線との交点から算出した。

今回行った計算プログラム開発および予備計算は、漏洩試験を実施するための予備的なものである。以下の問題点を含んでいる。

- (1) 配管内のよどみ点から、き裂入口に冷却材が達すると流路形状および流れ方向が変化するため入口損失を生じる可能性が有る。入口損失係数が不明であるので計算プログラムには考慮されていないが、余り大きな影響を与えるとは考えていない。
- (2) 実際の配管の疲労き裂進展方向は、直線ではない。流路方向の変化から生じる圧力損失については計算上、考慮されていない。
- (3) 実際の配管き裂は、入口および出口のき裂長さおよび COD が異なっているが、その点を考慮していない。

これらについては、今後、実験データの取得等により計算手法を改良してゆく必要がある。

謝 辞

本報をまとめるに当り、構造強度研究室長宮園昭八郎氏より有益な助言を頂きました。心より謝意を表します。

参 考 文 献

- (1) RSC Guidelines Chapter 21. 1, version 3/1984
- (2) Code of Federal Regulations 10, Part 50 General Design Criterion 4, Jan. 1, 1986
- (3) Federal Register Vol. 51, No 141, July 23, 1986, Proposed Rules
- (4) R. Collier et al. : "Two-Phase Flow Through Intergranular Stress Corrosion Cracks and Resulting Acoustic Emission", EPRI NP-3590-LD, 1984
- (5) R.E. Henry : "The Two-Phase critical Discharge of Initially Saturated or Subcooled Liquid", Nuclear Science and Engineering, Vol. 41, 1970
- (6) C. N. Amos and V. E. Schrock : "Critical Discharge of Initially Subcooled Water Through Slits", NUREG/CR-3475, LBL-16363, 1983
- (7) C. N. Amos and V. E. Schrock : "Two-Phase Critical Flow in Slits", Nuclear Science and Engineering, Vol 88, P261-274, 1984
- (8) H. John, J. Reimann and G. Eisele : "Kritische Leckströmung aus rauhen Rissen in Druckbehältern", KfK 4192
- (9) P. Pana : "Eine modifizierte Bernoulli-Gleichung für die Berechnung der Strömungsvorgänge in unterkühlten Wassergebiet", IRS - W - 18, 1975
- (10) P. Pana : "Berechnung der stationären Massenstromdichte von Wasserdampfgemischen und der auftretenden Rückstoßkräfte", IRS-W-24, 1976
- (11) T. Yano et. al. : "Leak Flow Rate from through-wall Crack in pipe", 1987 ASME • JSME Thermal Engineering Joint Conference, March 1987
- (12) F. J. Moody : "Maximum Two-phase Vessel Blowdown From Pipes", Journal of Heat Transfer Tran. ASME Series C, P 285 - 295, August 1966
- (13) D. Abdollahian and B. Chexal : "Calculation of Leak Rates Through Cracks in Pipes and Tubes", EPRI NP-3395, Dec. 1983
- (14) 磯崎他 : "米国電力研究所コードによる漏洩率評価解析", JAERI-M 87-121, 1987
- (15) 赤川 : "気液二相流", コロナ社, 1974
- (16) P. C. Paris and H. Tada : "The Application of Fracture Proof Design Methods Using Tearing Instability Theory to Nuclear Piping Postulating Circumferential Through Wall Cracks", NUREG/CR-3464, 1983

付 録 プログラムリスト

FORTRAN 77 V10L31

DATE 87.12.14 TIME 15.27.34

```

C SOLVE CRITICAL LEAK FLOW RATE THROUGH A CRACK OF
C ALPHA=LAMDA*L/D
C BASED ON MOODY MODEL
C
000001 IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
000002 DIMENSION TITLE(20)
000003 DATA GMIN,GMAX/0.2E4,5.0E4/
000004 READ(5,500) (TITLE(I),I=1,20)
000005 500 FORMAT(20A4)
000006 WRITE(6,600) (TITLE(I),I=1,20)
000007 600 FORMAT(/,10X,20A4)
C
C
000008 ICONT=1
000009 MM=0
000010 111 READ(5,501,END=999)PO,ALPHA0,QX0,DP,PMIN
000011 MM=MM+1
000012 IF(MM.EQ.1) ICONT=999
000013 501 FORMAT(7F10.0)
000014 G1=GMIN
000015 G2=GMAX
000016 10 G=(G1+G2)/2.0
000017 CALL MOODY(PO,G,QX0,DP,PMIN,ALPHA,ICONT)
000018 CALL MOODY(PO,G1,QX0,DP,PMIN,ALPHA1,ICONT)
000019 CALL MOODY(PO,G2,QX0,DP,PMIN,ALPHA2,ICONT)
000020 ICONT=1
000021 IF((ALPHA0-ALPHA2)*(ALPHA0-ALPHA1).GT.0.0) GO TO 9999
000022 IF((ALPHA0-ALPHA1)*(ALPHA0-ALPHA1).GT.0.0)G1=G
000023 IF((ALPHA0-ALPHA2)*(ALPHA0-ALPHA2).GT.0.0)G2=G
000024 GN=(G1+G2)/2.0
000025 ERR=ABS((G-GN)/GN)
000026 IF(ERR.GT.1.0E-5) GOTO 10
000027 WRITE(6,601)PO,ALPHA0,QX0,DP,PMIN,ALPHA,G
000028 601 FORMAT(/,10X,10H PO= ,F15.5,
1 /,10X,10H ALPHA0= ,F15.5,
2 /,10X,10H QX0= ,F15.5,
3 /,10X,10H DP= ,F15.5,
4 /,10X,10H PMIN= ,F15.5,
5 /,10X,10H ALPHA= ,F15.5,
6 /,10X,10H G= ,F15.5, )
000029 CALL MOODY(PO,G,QX0,DP,PMIN,ALPHA,100)
000030 GO TO 111
000031 9999 WRITE(6,602)ALPHA0,ALPHA1,ALPHA2
000032 602 FORMAT(/,20H NO SOLUTION
1 /,10H ALPHA0= ,F15.5,
2 /,10H ALPHA1= ,F15.5,
3 /,10H ALPHA2= ,F15.5, )
000033 GO TO 111
000034 999 STOP
000035 END
C
C
C
000001 SUBROUTINE MOODY(PO,G,QX0,DP,PMIN,ALPHA,ICONT)
C
C CALCULATION CRITICAL FLOW PASS BY MOODY'S MODEL
C SR=SLIP RATIO
C
000002 IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)

```

```

000003      DIMENSION P(999),V(999),VG(999),VL(999),VM(999),H(999),HG(999),
1           HL(999),QX(999),S(999),SG(999),SL(999),SR(999),
2           TEMP(999)
000004      PO=PO/10000.0
000005      PS=PO
000006      TS=TSAT(PS)
000007      TEMPO=TS
000008      CALL STEAMZ(PO,TEMPO,VGO,HGO,SGO,2)
000009      CALL STEAMZ(PO,TEMPO,VLO,HLO,SLO,4)
000010      PO=10000.0*PO
000011      HO=HLO+QXO*(HGO-HLO)
000012      VO=VLO
000013      VMO=VLO
000014      N=(PO-PMIN)/DP
000015      DO 1 I=1,N
000016      P(I)=PO-DP*FLOAT(I)
000017      P(I)=P(I)/10000.0
000018      PS=P(I)
000019      TS=TSAT(PS)
000020      TEMP(I)=TS
000021      CALL STEAMZ(P(I),TEMP(I),VG(I),HG(I),SG(I),2)
000022      CALL STEAMZ(P(I),TEMP(I),VL(I),HL(I),SL(I),4)
000023      P(I)=P(I)*10000.0
000024      SR(I)=(VG(I)/VL(I))**(1.0/3.0)
000025      CALL QLTY(QX(I),SR(I),VL(I),VG(I),HL(I),HG(I),HO,G)
000026      V(I)=VL(I)+QX(I)*(VG(I)-VL(I))
000027      H(I)=HL(I)+QX(I)*(HG(I)-HL(I))
000028      S(I)=SL(I)+QX(I)*(SG(I)-SL(I))
000029      VM(I)=(SR(I)*(1.0-QX(I))*VL(I)+QX(I)*VG(I))*
1           (QX(I)+(1.0-QX(I))/SR(I))
000030      1 CONTINUE
C          FIND SMAX DEFINE P-CRITICAL
C
000031      SMAX=S(1)
000032      IMAX=1
000033      PC=P(1)
000034      DO 3 I=2,N
000035      IF(S(I).LT.SMAX) GO TO 3
000036      SMAX=S(I)
000037      IMAX=I
000038      PC=P(I)
000039      3 CONTINUE
000040      CALL INTEG(S1,S2,PO,IMAX,V,P,VM,VO,VMO)
000041      ALPHA=2.0*9.80665/G**2*S1-2.0*S2
000042      WRITE(6,601) PO,TEMPO,G,QXO,DP,PMIN,PC,SMAX,ALPHA
000043      601 FORMAT(/,10X,10H PO = , F10.3,
1           /,10X,10H TO = , F10.3,
2           /,10X,10H G = , F15.5,
3           /,10X,10H QXO = , F10.3,
4           /,10X,10H DP = , F10.3,
5           /,10X,10H PMIN= , F10.3,
6           /,10X,10H PC = , F10.3,
7           /,10X,10H SMAX= , F15.5,
8           /,10X,10H ALPHA= , F10.3,/)
000044      IF(ICONT.EQ.1) GO TO 999
000045      WRITE(6,602)
000046      602 FORMAT(1X, 3H NO ,10H PRESS ,10H QUALITY ,12H V ,
1           12H VL ,12H VG ,12H VM ,
2           10H ENT H ,10H ENT HL ,10H ENT HG ,
3           10H ENT S ,10H EN SL ,10H ENT SG )
000047      DO 4 I=1, N
000048      4 WRITE(6,603)I,P(I),QX(I),V(I),VL(I),VG(I),VM(I),

```



```

1          H(I),HL(I),HG(I),S(I),SL(I),SG(I)
000049 603 FORMAT(1X, I3, F10.0,F10.5, 4E12.4, 6F10.5)
000050 999 RETURN
000051 END
000001 SUBROUTINE QLTY(QX,SR,VL,VG,HL,HG,HO,G)
000002 IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
000003 GRAV= 9.80665
000004 AA= 1.0/426.858
000005 A = (1.0-1.0/SR**2)*(1.0-2.0*SR*VL/VG+SR**2*(VL/VG)**2)
000006 B = (1.0-2.0*SR*VL/VG+SR**2*(VL/VG)**2)/SR**2+
1      2.0*(1.0-1.0/SR**2)*SR*VL/VG*(1.0-VL/VG*SR)
000007 C = 2.0/SR*VL/VG*(1.0-VL/VG*SR)+(SR**2-1.0)*(VL/VG)**2+
1      (HG-HL)/(VG**2*AA*G**2)*2.0*GRAV
000008 D = -(HO-HL)/(VG**2*AA*G**2)*2.0*GRAV+(VL/VG)**2
C      AA=1/427      KCAL/KG-M
C      SOLVE AX**3+BX**2+CX+D=0
C      0<=X<=1

000009      X1=-0.1
000010      X2=1.0
000011      X=(X1+X2)/2.0
000012 2 Y1=A*X1**3+B*X1**2+C*X1+D
000013 Y2=A*X2**3+B*X2**2+C*X2+D
000014 Y=A*X**3+B*X**2+C*X+D
000015 IF(Y1*Y.LE.0.0) X2=X
000016 IF(Y2*Y.LE.0.0) X1=X
000017 XN=(X1+X2)/2.0
000018 IF(Y1*Y2.GT.0.0) GO TO 3
000019 EPS=ABS((X-XN)/XN)
000020 IF(EPS.LE.1.0E-6) GO TO 1
000021 X=XN
000022 GO TO 2
000023 3 WRITE(6,601) Y1,Y,Y2
000024 601 FORMAT(/20X,10H F(X1)= ,E15.5,/,
1      20X,10H F(X) = ,E15.5,/,
2      20X,10H F(X2)= ,E15.5,/,
3      20X,30H EQ.CAN NOT BE SOLVED )

000025 1 CONTINUE
000026 X=XN
000027 QX=X
000028 IF(QX.LT.0.0) QX=0.0
000029 RETURN
000030 END
000001 SUBROUTINE INTEG(S1,S2,PO,IMAX,V,P,VM,VO,VMO)
000002 IMPLICIT REAL*8(A-H,O-Z)
000003 DIMENSION V(999),P(999),VM(999)
000004 S1=0.0
000005 S2=0.0
000006 DO 1 I=2, IMAX
000007 DP=P(I)-P(I-1)
000008 DVM=VM(I)-VM(I-1)
000009 VX=(V(I-1)+V(I))/2.0
000010 S1=S1+DP/VX
000011 S2=S2+DVM/VX
000012 1 CONTINUE
000013 DS11=(P(1)-PO)*2.0/(V(1)+VO)
000014 DS21=(VM(1)-VMO)*2.0/(V(1)+VO)
000015 S1=S1+DS11
000016 S2=S2+DS21
000017 S1=-S1
000018 RETURN
000019 END

```