697. 加圧高温水の非定常衝突噴流の実験

北出浩三*, 仲戸川哲人*,
西川日出男**, 川西康平**, 鶴戸忠一**

(1979年 6月11日 受理)

(1979年 12月1日 再受理)

Experimental Studies on Transient Water-Steam Impinging Jet

By Kozo KITADE, Tetsundo NAKATOGAWA,
Hideo NISHIKAWA, Kohei KAWANISHI and Chuichi TSURUTO

Blowdown experiments were carried out in order to clarify pipe reaction forces and jet forces at hypothetical pipe break accident in PWR.

The experiments were carried out at the initial pressure of about 70 and 150 kg/cm²-G with subcooling temperature of 13~41°C. The reaction force has a maximum value just after the rupture in such a manner to attain abruptly to a peak and gradually decreases after that time in proportion to the inner pressure of the pipe.

A plane board was used as a target, on which two-phase flow jet impinged vertically. A distribution of pressure on the target is most wide just after break. On the other hand, the pressure has a maximum value after a short period of time from the rupture.

KEYWORDS: blowdown, reaction force, jet force, rupture, PWR type reactors, target, two-phase flow, impingement jet, loss of coolant, subcooling, pressure measurements, pressure dependence

I. 緒 言

軽水炉型原子力発電所において1次系配管が破損した場合、高温の水が噴出して急激な圧力低下のため沸騰し二相噴流となる。この噴流により配管は反力を受け、また噴流の衝突により被衝突物体は力を受ける。これらの噴流の力およびその作用する範囲に関するデータは、配管および構造物の強度設計に必要である。

Moody⁽¹⁾は二相臨界流理論⁽²⁾を用いて、反力、ジェット力、噴流の拡がりについて理論的に検討している。そのほか、Henry-Fanske⁽³⁾モデルを用いた理論的検討もある⁽⁴⁾。反力についての実験は比較的多く行われているが⁽⁵⁻⁷⁾、高圧のデータはあまりない。一方、噴流の拡がりや衝突噴流については、理論的にも実験的にもほとんど研究がなされていないのが現状である。そこ

で高温高圧水の非定常ブローダウン時の反力、および噴流が平板に衝突した場合の平板上の圧力分布を実験的に調べた。初期圧力は150および70 kg/cm²である。

II. 実験装置および方法

1. 実験装置

実験装置の概略図を Fig.1 に示す。熱水発生器には定格 1,920 kW のヒータが組み込まれており、このヒータによって水を昇温昇圧する。熱水発生器の下部から内径 190 mm のブローダウン用の管(熱水管)が配管されており、その先端部は内径 3,500 mm、高さ約

* 三菱原子力工業(株)原子力設計センター(Mitsubishi At. Power Ind., Inc.)

** 三菱重工業(株)高砂研究所(Mitsubishi Heavy Ind., Ltd.)

Fig. 1 Schematic diagram of experimental apparatus

14mのブローダウン・ベッセルの内部に格納されている。熱水管の先端部に装着したラブチャー・ディスクを破断させて加圧水を噴出させた。ラブチャー・ディスク装着部の詳細をFig. 2に示す。噴流は垂直上方に噴出する。ラブチャー・ディスクを保持するフランジから循環用の32Aの返り管があり、ラブチャー・ディ

スクの先端まで充分水が加熱されるように破断直前まで水が循環している。ラブチャー・ディスク装着部および破断後のラブチャー・ディスクの1例をPhoto. 1に示す。破断面積は短管2とラブチャー・ディスクを適当に選ぶことにより変えられ、破断口径は43.1, 21.2, 12.3 mmの3種類を選んだ。

Fig. 2 Experimental apparatus

Photo. 1 Rupture disks after test

噴出部の上方には衝突板があり、噴流は垂直に衝突する。衝突板は3本の支柱によって基礎架台に据え付け、噴出部と衝突板の距離は支柱を取り換えることによって変えた。

熱水管上昇部の下部に取り付けたロードセルによって配管反力を測定した。ロードセルを取り付けた状態でおもりをのせて校正し、熱水管の剛性が無視できることを確認した。熱水管も含めた反力測定系の固有振動数は、熱水管内に水がない場合48 Hz、水が充填している場合46 Hzであった。ジェット力の測定は衝突板支柱に取り付けた3台のロードセルで行なった。この測定系の固有振動数は73 Hzである。

ブローダウン中の熱水管内の圧力はFig. 2に示す5個所に歪ゲージ型圧力変換器を取り付けて測定した。圧力変換器の固有振動数は45 kHz以上で、導圧管の長さは100 mmである。したがって、圧力測定系の固有振動数は約3.8 kHzと推定される。衝突板の圧力分布測定はFig. 2に示す位置の受圧板上の穴に導圧管でつないだ歪ゲージ型圧力変換器によって行なった。

2. 実験方法

熱水発生器のヒータによって水を昇温昇圧し、実験条件の設定が終るとヒータ電源および循環ポンプを停止して弁VP-7, VP-8を閉じる。その後ラプチャー・ディスクに接触させた電極に通電して破断させた。ラプチャー・ディスクの破断状況をPhoto. 1に示すが、大口径のものは完全に破断しない場合があった。その場合、写真により破断面積を測定した。小口径のラプチャー・ディスクの破断は良好であった。

Ⅲ. チッ素ガスの噴出

予備試験としてチッ素ガスの非定常噴出実験を行なった。チッ素ポンプによって熱水管内にチッ素ガスを封じ込めラプチャー・ディスクを破断させて噴出させた。初期圧力は80 kg/cm²・Gで破断口径は21.1 mmである。

Fig. 3に実験結果を示す。熱水管内圧力は破断後指数関数的に低下し、それに応じて反力も減少する。反力は破断直後が最大であるが、第Ⅳ章で述べるような加圧水の噴出の場合と異なって破断直後のピークはみられない。(1)式で定義するスラスト係数はほぼ一定で約1.1であった。

$$C_r = \frac{(T/A) + P_\infty}{P} \quad (1)$$

Fig. 3 History of pressure in blowdown pipe, reaction force and thrust coefficient after break (N₂ gas)

衝突板上の圧力分布の時間的な変化をFig. 4に示す。圧力分布は破断後0.2 sでは中心部より周辺部が高い鞍形であるが、時間とともに台形を経て山形に変化していく。高圧水蒸気の定常噴出実験でもノズルと受圧板間の距離が、ある範囲のとき鞍形の圧力分布が現れた⁽⁸⁾。衝突板上の圧力分布の拡がりをFig. 5に示す。衝突板上の最大圧力の半分になるところの直径を衝突半値直径 $d_{1/2}$ として圧力分布の拡がりを表わしている。 $d_{1/2}$ はほぼ噴出圧力の平方根に比例しており、水蒸気の定常噴出の場合の(2)式⁽⁸⁾とはほぼ一致している。

$$d_{1/2}/D = 0.86\sqrt{P/P_\infty} \quad (2)$$

以上のことから、気相单相の非定常衝突噴流の圧力分布のある時刻の拡がりは、その時の噴出圧力に相当する定常噴流の拡がりにはほぼ等しいと考えられる。本実験の範囲では気相单相の噴流では非定常と定常の本質的な差は認められなかった。

Fig. 4 Pressure distribution on target plate (N₂ gas)

IV. 加圧水の噴出実験

実験は9回実施した。その実験条件を Table 1 に示す。

1. 熱水管内圧力

破断後の熱水管内圧力の変化例を Fig. 6 に示す。この測定位置は Fig. 2 の P-1 である。熱水管内圧力は破断と同時に初期圧力から飽和圧力近傍まで急激に減少する。この低下に要する時間は破断口径、初期飽和圧力によって異なり 5～150 ms の間にある。Fig. 6(b) に長時間の熱水管内の圧力変化を示しているが、破断時

Fig. 5 Half value diameter of pressure profile on target plate (N₂ gas)

に圧力のアンダーシュートが見られる。これは最初の圧力の低下の速度が大ききほど著しい。これは破断直後の減圧沸騰の時間遅れにより、水が一時的に過熱水になるためといわれている。

2. 配管反力およびジェット力

配管反力の測定例を Fig. 7 に示す。ロードセルの出力には配管系の振動がのっているので、10 Hz のローパス・フィルタで除去した。反力とジェット力はほぼ等

Table 1 Experimental condition

Run No.	Initial pressure P_0 (kg/cm ²)	Initial temperature T_0 (°C)	Subcooling ΔT_{sub} (°C)	Initial saturated pressure P_{0sat} (kg/cm ²)	Break diameter D (mm)	Impingement distance H (mm)	H/D
MIKT 201	67	255	26	43	21.2	290	13.7
202	148	299	41	85	21.2	290	13.7
203	150	318	23	112	21.2	290	13.7
204	68	268	16	53	10.7	290	27.1
205	148	309	31	98	10.5	290	27.6
206	66	264	18	50	39.1	260	6.65
207	68	271	13	56	40.8	400	9.95
208	70	264	21	50	34.8	150	4.31
208-2	68	263	21	49	38.2	150	3.93

(a) Initial sudden depressurization after break

(b) History of pressure after break

Fig. 6 Typical history of pressure in blowdown pipe after break

Fig. 7 Examples of reaction force after break

い。

反力は破断直後最大値になり急激に低下し、その後徐々に小さくなる。破断直後、初期圧力に対応する反力が発生し、その後急激に熱水管内圧力が飽和圧力付近に低下するのに伴って反力も急激に低下する。その後の反力の緩やかな低下は熱水管内圧力の緩やかな低下に対応している。破断直後の反力のピークの高さは破断前の熱水のサブクール度が小さいほど低い。チッ素ガスの噴出では反力にピークがないことをあわせて考えると、反力にピークが生じるのはサブクーリングによると考えられる。ただ、本実験に使用した測定系の固有振動数が46 Hzと低いので、ピークの絶対値が

Fig. 8 History of pressure in blowdown pipe, reaction force and thrust coefficient

求められなかったため詳細な議論は今後の検討によらなければならない。

(1)式で定義したスラスト係数 C_T の時間的変化の1例を Fig. 8 に示す。 C_T は時間とともにわずかに変化する。これは噴流のクオリティが変化するためと考えられるがその影響は小さい。

熱水管内圧力が飽和圧力付近まで減圧した時の反力を Fig. 9 に示す。

Fig. 9 Comparison of predictions and experimental data of reaction force

反力は熱水管内圧力にほぼ比例しデータは(3)式で表わせる。

$$T_s/A = 1.2 P_{0sat} \quad (3)$$

定常反力は運動量方程式より(4)式で表わせる⁽¹⁾。

$$\frac{T}{A} = P_E - P_\infty + \frac{G_E^2 v_E}{10^4 g} \quad (4)$$

$$v_E = \{x v_g + (1-x) S v_l\} \cdot \{x + (1-x)/S\} \quad (5)$$

$$x = (s_0 - s_l)/(s_g - s_l) \quad (6)$$

Moody⁽²⁾によるとスリップ比は(7)式で表わせる。

$$S = (v_g/v_l)^{1/3} \quad (7)$$

臨界圧力 P_E および臨界流量 G_E をMoodyの方法⁽²⁾で求めて(4)式を計算すると Fig. 9 の実線のようになり、比較的確

タとの一致はよい。均質流モデルによる計算値を破線で示すが、Moody の計算値およびデータより小さい。

3. 衝突板上の圧力分布

噴流が垂直に衝突する衝突板上の圧力分布の形状は、破断後の時間によって著しく異なる。破断後早い時期には圧力分布は平らな形状をしており、すそが広い。時間が経過するにつれて圧力分布の幅は狭くなり、中央部の圧力が高くなる。さらに時間が経過すると、山形の圧力分布の形はそのまま中央部圧力は低くなり、幅も狭くなる。したがって、衝突板上の最大圧力は破断後ある時間経過後最大になる。この現象は噴流の性状の変化と深く関係しており興味深い。圧力分布の時間的変化の測定例を Fig. 10 に示す。破断後しばらくは圧力分布の拡がり大きい。これは噴流がきわめて急激に拡がっていることを示しており、大気に噴出した水が急激に沸騰して激しく膨張したためと考えられる。

Fig. 10 Examples of pressure distribution on target plate

Fig. 11 に、熱水管内圧力と衝突板圧力分布の拡がりの関係を示す。 $d_{1/2}$ は Fig. 11 に示すように衝突板上の圧力が最大値 P_{rmax} の半分になる直径である。Fig. 11 は圧力分布の拡がりや熱水管内圧力との関係を表わしたもので、 $d_{1/2}/D$ の圧力依存性は $P=40\sim 80\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ を境にして大きく異なる。すなわちブローダウン初期と後半で圧力分布の形が異なるのに対応して $d_{1/2}/D$ の様子も異なる。ブローダウン後半、すなわち P の小さいところではデータはほぼ 1 つの直線にのる。これは噴出流体のクオリティが大きいところであり、水蒸気噴出のデータと似ている。本実験の H/D では、圧力が下がり噴出流体のクオリティが高くなれば、 $d_{1/2}/D$ はほとんど圧力のみ関数になるようである。

低クオリティ領域での $d_{1/2}/D$ は、だいたい 10 前後である。本実験結果から低クオリティ流体の噴流で

Fig. 11 Half value diameter of pressure profile on target plate

は、 $d_{1/2}/D$ が噴出圧力、 H/D にほとんど依存せずクオリティのみに強く依存する領域があることを示唆しているが、本実験のデータ数からは確認できない。

V. 結 言

チッ素ガスおよび $150, 70\text{ kg/cm}^2\cdot\text{G}$ に加圧されたサブクール水の噴出実験を行い、次の結果を得た。

- (1) チッ素ガスでは反力は噴出圧力に比例し、その比例定数は約 1.1 であった。衝突板上の圧力分布の拡がりや定常水蒸気実験の結果と一致し、非定常の場合も準定常的な現象と理解できる。また破断時の反力のピークは存在しない。
- (2) 加圧水の噴出の場合、破断時にパルス状の反力が生じる。このピークの高さはサブクール度が大きいほど高い。これは破断時の圧力降下がサブクール度が大きいほど大きいためである。
- (3) 反力はチッ素ガスの場合と同様噴出圧力に比例し、その比例定数は約 1.2 であった。なお破断時のピークの値については今後さらに検討の余地がある。
- (4) 加圧水の噴出流体の拡がりや、反力が大きい破断直後には、噴出圧力が高くクオリティが小さいので非常に大きく、衝突板の圧力分布は平坦な形をして圧力はそれほど高くない。時間とともにク

オリティが大きくなると圧力分布の幅が小さくなり、形も山形に変化し最大圧力は高くなるが、ある時刻以降は圧力は低くなる。すなわち、衝突板上の最大圧力は破断後しばらくして最大になる。

〔記号〕

A : 破断面積	(cm^2)
C_T : スラスト係数((1)式)	
D : 破断部の直径	(mm)
$d_{1/2}$: 受圧板上の圧力分布半値径	(mm)
G : 質量流速	($\text{kg}/\text{m}^2\cdot\text{s}$)
g : 重力の加速度= 9.8 m/s^2	
H : 噴出部と衝突板間の距離	(mm)
P : 熱水管内圧力	(kg/cm^2)
P_0 : 熱水管内初期圧力	(kg/cm^2)
P_{0sat} : 熱水管内初期飽和圧力	(kg/cm^2)
P_r : 衝突板上圧力	(kg/cm^2)
P_∞ : 大気圧	(kg/cm^2)
S : スリップ比	
s : エントロピー	($\text{kcal}/\text{kg}\cdot^\circ\text{C}$)
T : 配管反力	(kg)

T_s : 熱水管内圧力が P_{0sat} になったときの
配管反力 (kg)

v : 比容積 (m^3/kg)

x : クオリティ

(添字) E : 噴出部, g : 気体, l : 液体

最後に、本実験実施にご助力下さった三菱重工業㈱の磯野正道氏、笠原二郎氏、東洋プラント㈱の山本正雄氏に厚く謝意を表する。

—参考文献—

- (1) MOODY, F.J.: *ASME*, 69-HT-31, (1969).
- (2) *idem*: *Trans. ASME*, Ser. C, 87, 138 (1965).
- (3) HENRY, R.E., FAUSKE, H.K.: *ASME*, 70-WA/HT-5, (1971).
- (4) Design basis for protection of nuclear power plants against effects of postulated pipe rupture, *ANSI-N* 176, draft, (1977).
- (5) DIETZ, K.A. (ed.): *IDO-17242*, (1968).
- (6) CHEN, P.C., ISBIN, H.S.: *Energ. Nucl.*, 13(7), 347 (1966).
- (7) HUTCHERSON, M.N.: *ANL/RAS* 75-42, (1975).
- (8) 北出浩三, 他: 原子力誌, 掲載予定.

原子炉の計測

新潟大学教授 川口千代二 共著
日本原子力研究所 荒 克之
A 5 判 8,700円

計装制御や放射線計測の一部として扱われてきた原子炉の計測を一つの独立した分野として取上げ、その全体をまとめたもので、原子炉の研究、設計製作、運転に不可欠の専門書。

放射線の工業利用

日本原子力研究所
小林 昌敏 著
A 5 判 3,200円

ラジオアイソトープの工業利用の研究に30年間従事してきた著者が、工業関係の技術者や学生のためにラジオアイソトープの利用法をわかりやすく解説した最良の実務書・参考書。

原子力・放射線の安全性 100問100答

日本原子力研究所 石原豊秀・田村鉄男 共著 B 6 判 980円

本書は、原子力・放射線の基礎知識、原子炉の安全性、事故と故障、温排水と環境保全の問題などについて、一般の人々にも理解できるように問答形式で簡潔にとりまとめている。

さいわい

幸 書 房

101 東京都千代田区外神田1丁目5番2号
電話(03)253-1991(代表) 振替東京1-51894