748. 高圧水蒸気の衝突ジェット特性

仲戸川 哲人*, 益田 福三*,
川西 康平**, 磯野 正道**

(1981年 8月24日 受理)

(1982年 4月2日 再受理)

Experimental Study on Characteristics of Steam Impingement Jet

By Tetsundo NAKATOGAWA,
Fukuzo MASUDA, Kohei KAWANISHI and Masamichi ISONO

An experimental study on impingement steam jet was performed as one of the efforts to establish evaluation methods for effects caused by jet under the postulated pipe rupture accident in the nuclear power plant.

Steam jet ejected from a nozzle into the atmosphere is vertically impinged on the flat plate. Nozzle reaction, jet impingement force and impingement pressure distribution were measured over a wide range of impingement distance. Employed nozzles are circles and ellipses. The steam conditions are steady-state and dry saturated, and the maximum pressure is 4.5 MPa.

From the data of nozzle reaction and impingement force, these are mutually equal and are proportional to the initial stagnant pressure. And from this data, the thrust coefficient for each nozzle were calculated. Based on the data of impingement pressure distribution, the jet is roughly divided into three regions according to the characteristics of distribution in both cases of circular and elliptical nozzles. In addition, in the case of circular nozzle, locations where the pattern of distribution changes distinctly depend on the location of Mach disk. In the case of elliptical nozzle, expansion on the minor axis is remarkably greater than on the major axis, particularly near the nozzle exit.

KEYWORDS: *impingement steam jet, main steam pipe rupture, postulated pipe rupture, thrust force, nozzle reaction, blowdown, nonaxisymmetric jet, under-expanded jet, thrust coefficient, high energy line break, pressure distribution*

I. 緒 言

原子力発電プラントの安全設計では、高エネルギー配管**の破断が仮想事故として想定され、破断に伴い発生するジェットに対して衝突の影響を評価することが一つの課題となっている。特に、大口径で高温・高圧の主蒸気管破断の場合、周囲設備に与える影響が大きいことが予想され、蒸気ジェットの特性を十分に把握しておく必要がある。

一般に、高圧水蒸気の衝突ジェットに関する実験データは少なく、理論的にも十分解明されている

とはいえない。加えて、実プラントで想定される破断口形状が破断様式**によってさまざまに異なることが設計における衝突ジェットの影響評価を困難なものにしている。

前報^①では、円形ノズルにおける衝突ジェットの衝突力・圧力分布などの測定結果を報告したが、比較的

* 三菱原子力工業(株)(Mitsubishi At. Power Ind., Inc.)

** 三菱重工業(株)(Mitsubishi Heavy Ind., Ltd.)

*** 高温かつ高圧の流体を内包する配管。実プラントの設計では95°C, 1.96 MPa以上を対象としている。

*** 代表的なものに円周方向のギロチン破断および長手方向のスプリット破断がある。

ノズルに近い領域に関するものであった。そこで、今回の実験では衝突位置を広範囲に選び、ノズル形状についても円形と楕円形を採用して、ノズル出口直後の不足膨脹域から粘性ジェットの特性を示す位置までの圧力分布特性の推移およびノズル形状の圧力分布特性に及ぼす影響など設計評価に適用する観点から、より広範に衝突ジェットの特性を把握することにした。

II. 試験装置および方法

噴出ノズル近傍の試験装置の概要をFig. 1に示す。ジェットは噴出ノズル下方の衝突板に垂直に衝突させ、ノズル側にてスラスト力(ノズル反力)を、衝突板側で衝突力および衝突圧力分布を測定する。衝突板は衝突距離および衝突圧力測定位置を変えることができるように鉛直方向と水平2方向に移動可能な設計としている。

供試ノズルの形状はFig. 2に示す円形および楕円形であり、おのおの入口部の縮流効果を見るためにシャープエッジとアール付きの2種を用意した。なお、楕円口は実プラントの想定破断口形状を模擬してアスペクト比をほぼ4として配管サイドに開口したものである(開口面積は円形ノズル面積にほぼ同じ)。

蒸気は、ボイラーより供給し気水分離器で除湿した乾き度99%以上の飽和蒸気である。噴出圧力は2.06～

① Steam supply pipe	④ Impingement plate
② Nozzle	⑤ Loadcell
③ Loadcell	(for impingement force)
(for nozzle reaction)	⑥ Pressure transmitter

Fig. 1 Sketch of experimental apparatus

4.56 MPaの間に調整され定常状態に維持される。なお、乾き度の衝突圧力分布に及ぼす影響を見るため円形ノズルについて乾き度90%のケースも実施した。

さらに、衝突ジェットの圧力分布特性をジェットの内部構造との関連で捉えることを目的として、噴出圧力4.02 MPaにおける円形ノズルおよび楕円形ノズルの自由ジェットについて、ビーター管による圧力分布の測定も実施した。なお、供試ノズルの開口部は衝突ジェット測定用ノズルに対して $\frac{1}{2}$ スケールである。

Fig. 2 Nozzle geometry

Ⅲ. 試験結果および考察

1. ノズル反力および衝突力

ノズル反力と衝突板に作用するジェット衝突力は実験精度の範囲で一致していたので衝突力で代表させ、Fig. 3(a)に円形ノズルの場合を、Fig. 3(b)に楕円形ノズルの場合を示す。これらの図から明らかなように、衝突力は噴出圧力に比例し、次の一般式で表わすこと

ができる。

$$F_R = F_J = K(P_0 - P_\infty)A_E \quad (1)$$

ここで、 F_R : ノズル反力

F_J : 衝突力

K : スラスト係数

P_0 : 噴出圧力

P_∞ : 雰囲気圧力(=101.3 kPa)

A_E : ノズル開口面積

(a) Circular nozzle

(b) Elliptical nozzle

Fig. 3(a), (b) Impingement jet forces for circular and elliptical nozzle

各ノズルの測定データについて(1)式により K 値を求めると次のようになる。

円形ノズル(アール付き) $K=1.21$

〃 (シャープエッジ) $=1.12$

楕円形ノズル(アール付き) $K=1.14$

〃 (シャープエッジ) $=1.08$

上記の値は、理想ノズルに対する Moody の臨界流モデル⁴⁾のパラメータを定常反力の一般式

$$F_R = (P_E - P_\infty + G_E^2 \cdot v_E / g) A_E \quad (2)$$

ここで、 P_E : 臨界圧力

G_E : 臨界流量

v_E : ノズル出口での比体積

に適用し、(1)式の関係から得られる $K=1.24$ より小さいが、アール付き円形ノズルの場合はほぼ一致しており、理想ノズルに近い状態といえる。シャープエッジノズルの場合、アール付きノズルより小さくなっており縮流による損失効果が現れている。また、円形ノズルに比べて同種入口形状の楕円形ノズルの場合やや小さくなっているのは、試験装置上噴出口に至るまで

の上流側管路が長く摩擦損失の影響があったためと考えられる。

試験では、さらに円形ノズルについてノズル反力および衝突力に及ぼす衝突位置の影響を見るため $H/D=0.01 \sim 30$ の範囲で測定が行われた。 $H/D=0.5 \sim 30$ の範囲では、距離の増加による衝突力の減衰はほとんど見られず、周囲流体との混合に伴う運動量損失はないといえる。一方、 $H/D < 0.5$ の範囲については、Fig. 4 に示す結果が得られ、距離が短くなるにつれて衝突板中心部の圧力は上昇し、ノズル反力と衝突力も増加する。これらの傾向は、衝突板がノズルに近接するにつれてソニック面がノズル出口面からノズル肉厚部と衝突板の間に移動し、ノズルおよび衝突板に作用する高圧部が拡がり、総体的にノズル反力および衝突力を増加させていることを示している。

2. ジェット衝突圧力の分布特性

構造物等のジェット衝突に対する影響(特に強度)評価では、前述の衝突力(荷重)とともに支配的なパラメータとなる衝突圧力分布特性(荷重分布特性)を把握す

Fig. 4 Impingement jet forces and central pressures at short distances (Circular nozzle $R=5$, $P_0-P_\infty=3.92$ MPa)

る必要がある。

まず、圧力分布特性を知る手がかりとなる円形ノズルからの高不足膨脹自由ジェット構造図を衝突ジェット構造図とともに Fig. 5 に示す(衝突ジェット構造図は久木田のシュリーレン写真⁽³⁾を参考にした)。本実験のノズル形状では、高圧蒸気の流れはよく知られる

Fig. 5 Structure of highly under-expanded jet

ようにノズル出口面で臨界圧力を保ち、大気中に噴出すると高不足膨脹ジェットとなり、Fig. 5 (a)に示すように、内部に衝撃波の形成を伴い複雑な構造となる。さらに、噴出口形状が楕円の場合、構造は円のように完全軸対称でなくより複雑になると予想される。一般的に、これら噴出口形状、噴出圧力および衝突位置をパラメータとして衝突ジェットの特性を十分に把握しうる理論的解析手法は得られていない。

本実験では、円形ノズルおよび楕円形ノズルの衝突ジェットについて、数種の噴出圧力に関し、広範囲の衝突位置にわたって軸方向および半径方向の衝突圧力分布の測定を行い詳細データを得た。また、噴出圧力4.02 MPaについて円形ノズルおよび楕円形ノズルの自由ジェット圧力分布を測定して詳細データを得た。

(1) 円形ノズルにおける衝突圧力分布特性

円形ノズルにおける噴出圧力4.02 MPaの場合の半径方向衝突圧力分布の測定例をFig. 6に、自由ジェットの半径方向圧力分布の測定例をFig. 7に示す。また3種の噴出圧力(4.02, 3.04, 2.06 MPa)について衝突ジェットの軸方向中心部圧力変化をFig. 8に示す(Donaldsonによる空気(0.6 MPa)の場合のデータ⁽⁴⁾も併記する)。さらに、Fig. 8中に自由ジェットの軸方向中心部圧力測定結果を1点鎖線にて示す。また、Loveによって示されたマッハディスク形成位置⁽⁶⁾をFig. 8中に矢印で示す(ただし空気の場合である)。

Fig. 6に示す衝突距離の増加に伴う分布パターンの特徴的な変化に従い、衝突ジェットを大まかに3種の領域に分けることができる。なお、この分け方は前報に示したノズル近傍($H/D \leq 6.5$)の圧力分布半値幅の変化に従ったものとは異なる。

(1) 第1領域: ノズル出口に始まるこの領域では、ごく近くで整った分布形状*をなし、衝突距離の増加に伴い急激な拡がりを中心部圧力の低下を示し、次第に‘肩’を持つ形状からピークが不明瞭な台形状分布となる。台形状分布を形成する衝突位置は、各噴出圧力ともほぼLoveによって示されたマッハディスク形成位置に相当し、ノズル出口よりこの位置までを第1領域とすることができる。なお、噴出圧力4.02 MPaの自由ジェットの圧力分布測定で確認されたマッハディスク形成位置は $H/D=4.3$ であり、Loveによって示さ

* 前報に示した(10)式により近似される。

れた位置($H/D=4.1$)にはほぼ一致している。

この領域では、ジェットは遮断衝撃波(intercepting shock)内側で超音速膨張をなしており、衝突時には衝突板前面に比較的平坦な離脱衝撃波(detached shock)が形成され全圧損失を伴う。理論的には、完全気体で模擬し離脱衝撃波上流のマッハ数分布を軸方向と半径方向について特性曲線法により計算し、衝撃波関係式から下流の速度・圧力分布を求めることにより半径方向衝突圧力分布を近似することが考えられる。しかしながら、特に三重点(triple point)を含む離脱衝撃波系を通過する流れおよび衝突板上の流れの計算はかなり困難なものとなることが予測され、詳しく検討された例を見ない。ここでは、中心部の圧力変化についてのみ垂直衝撃波関係式⁽⁶⁾

$$\frac{P_2}{P_0} = \left[\frac{(\kappa+1)M_1^2}{(\kappa-1)M_1^2+2} \right]^{\kappa/(\kappa-1)} \cdot \left[\frac{\kappa+1}{2\kappa M_1^2 - (\kappa-1)} \right]^{1/(\kappa-1)} \quad (3)$$

ここで、 P_0 : 衝撃波上流の全圧
 P_2 : 衝撃波下流の全圧
 κ : 気体の断熱指数
 M_1 : 衝撃波上流のマッハ数

によって計算した結果をFig. 8中に破線にて示す。なお、計算に当ってはOwenらによるマッハ数分布の計算結果⁽⁷⁾を使用した(ただし、空気相当の $\kappa=1.4$ の場合であり、(3)式の計算に当たってもこの値を使用した)。自由ジェットの測定結果と比較してわずかに差があるのは、蒸気の特性和との差を示すものであろう。

衝突ジェットの中心部圧力変化と自由ジェットのそれを比較すると、衝突ジェットの方がノズル近傍でやや上回り、マッハディスク位置に近づくとその差が大きくなる。これら

Fig. 6 Impingement pressure profiles ($P_0=4.02$ MPa, circular nozzle with sharp edge entrance)

Fig. 7 Pitot pressure profiles on free jet ($P_0=4.02$ MPa, circular nozzle with round edge entrance)

Fig. 8 Variation of central impingement pressure for circular nozzle

の差は離脱衝撃波と衝突板の位置の差によるものと見ることができ、マッハディスク位置に近づくにつれて位置の差が大きくなることを示している。この傾向は、久木田のシュリーレン写真⁽⁹⁾(空気衝突ジェット、噴出圧力 0.6 MPa の場合)によって示されたものと一致している。

ここで、Fig. 7 の自由ジェット半径方向圧力分布を見ると、マッハディスク位置に近づくにつれて周辺に鋭いピークが形成され、中央部は急速に低下して平坦になる(自由ジェットの圧力分布は内部構造を反映しており、周辺ピークはジェットバウンダリー位置に、中央凹部は遮断衝撃波内側に相当する)。この圧力分布

状態で平板衝突を仮定すると、周辺部の方が圧力が高いため中心部からの流れのスムーズな排出が妨げられ、これに応じて中心部の圧力は高まり、離脱衝撃波と衝突板の間の距離が増加して半径方向圧力分布も平坦化が促されると考えることができる。

(2) 第2領域：第1領域終端の台形状分布から中央部が低くなり周辺部にピークを持つ鞍形状分布に変化する。この特徴的なピークの移動現象は、前報の実験でも観測された。また、比較的低圧の空気の不足膨脹ジェットの実験⁽¹⁰⁾においても報告されており、Fig. 5(b)に示すような再循環流れが形成されることが確認されている。再循環流れの形成の過程については、久

木田の研究⁽⁹⁾によって明らかにされており、ここでは言及しない。

鞍型状分布は衝突距離を増すに従い明瞭になり、マッハディスク位置の約2.5倍の位置で一旦底部の圧力が最低値を示すようになる。この底部圧力の減少は再循環流れの成長に対応していると考えられ、その最低値はマッハディスクに関する全圧損失から求められるものとはほぼ等しい。さらに衝突距離を増すと、底部の圧力は回復するようになり再び台形状分布から中心にピークを持つ分布形状に移移する。この推移は、相対的に中心部より全圧の高い周辺流れと中心部流れの混合が進み、再循環流れが消滅して分布が平坦化するとともに中心部圧力が回復し、その後は粘性境界層の発達により中心部にピークを持つようになることに対応している。

第1領域終端から中心部回復圧力が最大となる位置までを第2領域とすることができ、第2領域終端位置は、各噴出圧力ともマッハディスク位置の約5倍の位置に相当している。なお、回復圧力はFig. 8に示すように圧力比をとると各噴出圧力について差が大きくなるが、圧力値としては大差がなく噴出圧力の大きい方がやや小さくなる傾向がある。

(3) 第3領域： 第2領域終端の分布状態から衝突距離の増加に伴い境界層が発達し完全な粘性ジェットに移行するようになる。Fig. 8に示す中心圧力の変化がほぼ直線になる位置で完全な粘性ジェットに移行したと見ることができ、各噴出圧力ともマッハディスク位置の約10倍の位置に相当している。なお、粘性ジェットの特性については、よく知られておりここでは言及しない。

試験では、乾き度90%の場合についても衝突圧力分布を測定したが、上述の乾き飽和蒸気の結果と比較して有意な差は認められなかった。

(2) 楕円形ノズルにおける

衝突圧力分布特性

楕円形ノズルにおける噴出圧力 4.56

Fig. 9(a), (b) Impingement pressure profiles for elliptical nozzle

MPaの場合の衝突圧力分布測定例を長径方向についてFig. 9 (a)に、短径方向についてFig. 9 (b)に、噴出圧力 4.02 MPa の場合の自由ジェットの高径および短径方向の圧力分布測定例をFig. 10に示す。また、2種の噴出圧力(4.56, 2.33 MPa)について衝突ジェットの軸方向中心部圧力変化をFig. 11に示す。なお、Fig. 10, 11, については衝突距離を等価径(ここでは、開口面積が等価の円直径とした)で割り無次元化して示している。また、Fig. 11の衝突ジェットの圧力変化は、いずれもシャープエッジノズルの場合であり、アール付きノズルを使用した自由ジェットの測定結果と比較するために噴出圧力を補正して示してある。補正に当っては、噴出圧力 P_0 が近似的にアール付き円形ノズルのスラスト係数($K=1.21$)に対するシャープエッジ楕円形ノズルのスラスト係数($K=1.08$)の低減率に比例して低減するものとして補正噴出圧力 P_0^* を得た。

Fig. 9 (a), (b)に示す衝突距離の増加に伴う分布パターンの特徴的な変化に従い、円形ノズルの場合と同様に衝突ジェットを大まかに3種の領域に分けることができる。しかしながら、楕円形ノズル特有の現象として次の2つが挙げられる。

- (1) 乱流混合が十分発達して粘性ジェットの分布特性を示す衝突位置までは、短径方向の拡がりが大きく、長径方向の拡がりはこれに比して著しく小さい。
- (2) 短径方向と長径方向の分布形状およびその変化の様相には類似性はあるものの微妙な差が見られる。

従来の研究において、3次元非対称ノズルに関し高不足膨脹ジェットを扱った例はほとんど見られず、本実験データは、配管破断に伴うジェットの影響評価に対して極めて有用なものとなりうるであろう。しかしながら、一般的特性を詳しく解明するには、本実験を上回るパラメータを対象とした実験と理論的検討が

Fig. 10 Pitot pressure profiles on free jet ($P_0=4.02$ MPa, elliptical nozzle with round edge entrance)

Fig. 11 Variation of central impingement pressure for elliptical nozzle

必要であり、今後の課題と考えられる。

本報では、衝突ジェットおよび自由ジェットの測定データに基づく範囲で考察を加える。まず、ノズルを出た直後のジェットの膨脹を考えると、長径の両端近傍では3次元膨脹を開始するのに加えて噴出口が狭まっており、膨脹による減圧が著しく拡がり抑制される。これに比して、中心部付近は短径方向にはほぼ2次元膨脹を開始するため、この方向により大きな拡がりを示すものと考えられる。Fig. 10の $H/D=4.3$ までの自由ジェットの測定結果では、長径方向のジェットバウンダリー(周辺ピーク位置)は H/D の増加に伴い縮小し、短径方向には著しく拡がっており、これらの現象過程を示しているといえることができる。

さらに衝突距離を増すと、長径・短径方向それぞれに鞍型状分布が見られるようになり、円形ノズルの場合と同様、再循環流れの存在が予想される。鞍型状分布の発生位置については、長径方向の方が若干近い傾向がある。また、鞍型状分布を形成している衝突範囲で、Fig. 11に示すように、中心圧力は一旦最低値を示し、その後は鞍型状分布の消滅に従って回復するようになる。この最低圧力と回復圧力をほぼ同一の噴出圧力の円形ノズルの場合と比較すると、楕円形ノズルの場合の方がやや上回っている。

鞍型状分布消滅後は、周辺部の粘性境界層の発達著しくなり粘性ジェットの分布特性を示すようになるが、完全な粘性ジェット分布へ移行する位置は長径方向の方が近い。これは、長径方向の拡がりノズル出口直後から小さく、乱流混合の内部への浸透が早く達成されることによると考えられる。

Ⅳ. 結 言

円形ノズルおよび楕円形ノズルを用いて、噴出圧力および衝突位置をパラメータとした高圧水蒸気の平板衝突ジェットの実験を行い、以下に示す結果を得た。

- (1) ノズル反力およびジェット衝突力の測定により、各ノズル形状について次のスラスト係数が得られた。

円形ノズル(アール付き) : $K=1.21$

円形ノズル(シャープエッジ) : $=1.12$

楕円形ノズル(アール付き) : $K=1.14$

楕円形ノズル(シャープエッジ) : $=1.08$

なお、上記の値はノズル出口の流れに衝突による影響が及ばない衝突範囲におけるものであり、

円形ノズルについてごく近く($H/D \leq 0.3$)で衝突させた場合、ノズル反力・衝突力とも増加する測定結果が得られた。

- (2) 円形ノズルおよび楕円形ノズルにつき、広範囲の衝突位置における詳細な圧力分布測定データを得た。測定データに基づきジェットの内部構造の面から考察を加え、いまだ十分に知られていなかった噴出圧力、衝突位置、ノズル形状などのパラメータと圧力分布特性との関係を捉えることができた。また、設計におけるジェット衝突に対する影響評価の観点から、円形ノズル・楕円形ノズルからのジェットは衝突位置に対する顕著な圧力分布特性の変化に従い、大まかに3種の領域に分けられることがわかった。
- (3) 円形ノズルの場合、衝突圧力分布特性および中心部衝突圧力の特徴的な変化を示す衝突位置は、噴出圧力によって定まるマッハディスクまでの長さを基準にし、各噴出圧力共通の一定の係数を乗じて決定することができる。すなわち、ノズル出口からマッハディスクまでの距離を S として、

台形状分布から鞍型状分布に移行する位置 :

$$H/D \approx 1.0S$$

鞍型状分布の凹部圧力が最小値を示す位置 :

$$\approx 2.5S$$

回復圧力のピーク発生位置 : $\approx 5S$

粘性ジェット分布特性に移行する位置 : $10S$

- (4) 一方、楕円形ノズルの場合、分布特性の変化の様相は円形ノズルの場合と類似しているが、測定範囲では短径方向の拡がり著しく、長径方向については粘性ジェットの特性を示すようになる衝突位置まではほとんど拡がりが見られない。

— 参 考 文 献 —

- (1) 北出浩三, 他: 原子力誌, 22[9], 634 (1980).
- (2) MOODY, F.J.: Maximum flow rate of single component two-phase mixture, *Trans. ASME*, 87, Ser. C, 134 (1965).
- (3) 久木田 豊: 超音速衝突噴流の不安定現象に関する研究, 東京大学博士論文, (1974).
- (4) DONALDSON, C.D., SNEDEKER, R.S.: *J. Fluid Mech.*, 45, Pt. 2 (1971).
- (5) LOVE, E.S., et al.: *NASA TR R-6*, (1959).
- (6) SHAPIRO, A.H.: "*The Dynamics and Thermodynamics of Compressible Flow, I*", 119 (1953), Ronald Press.
- (7) OWEN, P.L., THORNHILL, C.K.: *Brit. ARC Tech. Rep.*, R & M 2616, (1952).