反応度事故時の蒸気爆発に関する実験的研究*

更田 豊志^{*1}, 藤城 俊夫^{*1}An Experimental Study on Vapor Explosion
under a Reactivity Initiated Accident Condition

Toyoshi FUKETA and Toshio FUJISHIRO

Vapor explosion caused by the failure of light water nuclear reactor fuels under a reactivity initiated accident condition is studied through in-pile experiments in the Nuclear Safety Research Reactor (NSRR). Previously pressurized fuel rods containing uranium dioxide pellets are subjected to a pulse irradiation in the NSRR and heated by nuclear fission very rapidly. Pressure pulses and water hammer forces generated at failure are measured during the irradiation. It is shown that the generation of destructive forces is strongly affected by fuel fragmentation, but is not very sensitive to the initial fuel rod pressure.

Key Words: Nuclear Engineering, Thermal Engineering, Phase Change, Vapor Explosion, Reactivity Initiated Accident, Uranium Dioxide Fuel

1. 緒 言

蒸気爆発現象は古くから金属工業などにおいて、安全対策上の問題点とされてきたが、最近ではさらに液化ガスプラントや原子炉の安全性に関連してさまざまな研究が行われている。特にチェルノブイリ原子力発電所事故以降は、反応度事故時の破壊力発生の評価と関連して、蒸気爆発に関する研究が注目を集めている。

原子炉の安全設計においては、万一事故が生じた場合にも周辺公衆への放射線被ばくが生じないように考慮されている。したがって、設計上は仮に反応度事故が発生したとしても蒸気爆発には至らず、このための厳しい法律上の制限が設けられている。しかしながら、安全設計上の想定を超えた極端に大きな反応度が投入された場合には、熔融した燃料が冷却材中に噴出して蒸気爆発による衝撃力ならびに水撃力が発生する可能性がある。蒸気爆発は現象が極めて複雑かつ高速であるため、現在においてもその機構は明らかになっていないとは言えず、最近でも蒸気爆発機構の解明を目指し

て飯田ら⁽¹⁾、庄司ら⁽²⁾、Zyszkowski⁽³⁾による一連の実験的研究が行われている。しかし、これらの研究は熔融金属と水あるいは低沸点液を用いた基礎的研究であり、反応度事故時の破壊力評価に応用するためには、熱的条件の大きな隔たりなどの問題を解決する必要がある。基礎的実験の多くは高温液と低温液の接触による蒸気爆発を対象としているが、軽水炉においては酸化ウラン燃料の融点と冷却材である水の沸点に大きな開きがあるため、反応度事故時の蒸気爆発の場合は、高温側の酸化ウランが必ずしもすべて熔融していなくても蒸気爆発が生じ得る。原子炉を利用して実際の反応度事故状況を模擬した、燃料棒破損に関する実験的研究としては、古くは米国のTREAT実験⁽⁴⁾、SPERT実験⁽⁵⁾、およびPBF実験⁽⁶⁾があり、わが国では原研のパルス出力原子炉NSRR(Nuclear Safely Research Reactor)において実験が行われているが、蒸気爆発による破壊力発生に焦点を当てた、実際の酸化ウラン燃料を用いた実験的研究はそれほど数多くない。

蒸気爆発に関しては、燃料冷却材比や冷却材サブクール度などがパラメータとして挙げられるが、反応度事故時の蒸気爆発の特徴は、一部熔融した燃料が冷却材中に噴出し、混合する点にある。これは燃料棒が、封

* 平成元年10月15日 第67期全国大会講演会において講演、原稿受付 昭和63年7月28日。

^{*1} 正員、日本原子力研究所(〒319-11 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4)。

入されているギャップガスや燃料蒸気、あるいは核分裂生成ガスによって内圧を有しており、これによって燃料が被覆管の破損口から噴出するためである。したがって、核分裂性ガスの生成によって燃料棒内圧が上昇している場合には、燃料の冷却材中への噴出が加速されることが考えられる。そこで本研究では燃料冷却材比および冷却材サブクール度を一定に保ち、3~8.5 MPaに予加圧した試験燃料棒を NSRR の実験孔中でパルス照射し、試験燃料棒を破損させることにより、燃料棒初期内圧の蒸気爆発に及ぼす影響に関する実験的研究を行った。

記 号

- D_e : 破損燃料粒子の粒度特性数 mm
 D_p : 破損燃料粒子の直径 mm
 E : 酸化ウラン燃料の濃縮度 %
 K_e : 機械的エネルギー J
 m : 燃料量 $\text{g} \cdot \text{UO}_2$
 n : 均等数
 P : 圧力 MPa
 P_{fuel} : 燃料棒初期内圧 MPa
 P_{gas} : カバーガス圧力 Pa
 P_{max} : 衝撃圧力ピークの最大値 MPa
 Q : 単位試験燃料当たりの発熱量 $\text{kJ/g} \cdot \text{UO}_2$
 r : 破損燃料粒子の半径 mm
 S_w : 比表面積 mm^2/g
 V : カバーガス体積 m^3
 w : 累積ふるい下質量百分率 %
 η : 機械的エネルギー転換率 %
 x : カバーガス (He) の比熱比
 τ : パルスピークからの経過時間 ms
 ρ : 酸化ウランの密度 $\text{g} \cdot \text{UO}_2/\text{mm}^3$
 ϕ : 破損燃料粒子の形状係数

2. 実験方法

2.1 実験用カプセル 図1に本研究で用いた実験用カプセルの概略図を示す。このカプセルはステンレス鋼製二重容器構造となっており、内カプセル内部は直径 72 mm、高さ 480 mm となっている。この内カプセル内部にアルミニウム製支持具に装着された燃料棒ならびに冷却水を入れ、NSRRにおいてパルス中性子照射し、核分裂による自己発熱で燃料棒を破損に導く。この際、冷却水面上部に 80~120 mm のカバーガス (He) 部を設ける。冷却水初期温度はすべての実験で 20°C とした。内カプセルには底面に 1 箇所、上面に 2 箇所圧力計が設置してあり、燃料棒破損に伴う発

生圧力を測定できるようになっている。本実験における炉出力、発熱量および測定圧力の時間変化の概略を図2に示す。NSRRによってパルス状に時間変化する中性子束を照射されることにより、試験燃料棒中では約 10 ms の間に急激な発熱が生ずる。この発熱途上において試験燃料棒は破損し、図3に示すように圧力波ならびに水撃力が発生する。発生した圧力波はカプセル底部の圧力センサによって測定される。また、カプセルふたに備えられている圧力センサによって冷却水面上部に設けられたカバーガスの圧力上昇が測定され、これによって冷却材の吹き上げによって生ずる水撃力が評価される。NSRRの詳細については多くの文献⁽⁷⁾で紹介されているのでここでは省略する。

2.2 試験燃料棒 試験燃料棒としては図4に示

図1 実験用カプセルの概略

図2 炉出力、発熱量、測定圧力の時間変化の概略

すPWR形燃料棒を全長279 mmに短尺化したものを使用した。発熱長は135 mmであり、内部に10%あるいは20%濃縮酸化ウラン燃料ペレットが14個収められており、酸化ウラン燃料重量は98 gとなっている。また被覆管の材質はジルカロイ-4である。

本研究では3種類の試験燃料棒について、燃料棒初期内圧をパラメータとした実験を行った。燃料濃縮度(燃料ウラン中に核分裂性ウランの占める割合)が20%で、燃料棒初期内圧を0.1, 3.0, 4.0, 5.0 MPaとしたものを標準タイプとして使用し、燃料濃縮度の影響を見るために燃料濃縮度を10%, 燃料棒初期内圧を0.1 MPaおよび5.0 MPaとしたものも使用した。これに加えて、非常に高い内圧による破損を生じた場合について調べるために、燃料濃縮度10%で燃料棒初期内圧を現実の燃料条件を大きく上回る7.0 MPaおよび8.5 MPaと極端に高く設定した高加圧試験燃料棒による実験も各1回行った。本研究では、標準タイプ試験燃料棒(燃料濃縮度20%, 燃料棒初期内圧0.1~5.0 MPa)をAタイプ試験燃料棒、燃料濃縮度10%, 燃料棒初期内圧0.1 MPaおよび5.0 MPaのものをBタイプ試験燃料棒、さらに燃料濃縮度10%, 燃料棒初期内圧7.0 MPaおよび8.5 MPaの高加圧試験燃料棒をCタイプ試験燃料棒とする。また、本研究においては発熱量の単位として、単位酸化ウラン燃料重量当たりの発熱量 $\text{kJ/g}\cdot\text{UO}_2$ を採用する⁽⁸⁾。

3. 実験結果および考察

3.1 破損した燃料棒の外観 図5に破損した燃

料棒の外観の代表例を示す。図5(a)はAタイプ試験燃料棒の実験後の外観で、燃料棒初期内圧5.0 MPa、発熱量 $1.32 \text{ kJ/g}\cdot\text{UO}_2$ の場合のものである。上下両端部を残すのみで発熱部はほぼすべて破損し、被覆管も破損燃料とともに飛散してしまっている。また残された上下両端部の発熱部寄りの部分が黒く酸化している様子がわかる。外観に関する限り、破損形態に5.0 MPaまでの燃料棒初期内圧の効果は現れておらず、非加圧試験燃料棒の場合と同様な様子を見せている。さらに、この破損の様子は燃料濃縮度が10%の、Bタイプ試験燃料棒の場合でも同様で、燃料濃縮度の違いによる影響も見られない。これに対して、Cタイプ試験燃料棒の場合には破損後の外観は大きく異なっている。図5(b)は燃料棒初期内圧7.0 MPa、発熱量1.14

図3 実験カプセル中における衝撃圧力および水撃力発生 の概略

図4 試験燃料棒の構造

(a) Aタイプ試験燃料棒 ($Q=1.32 \text{ kJ/UO}_2$, $P_{\text{fuel}}=5.0 \text{ MPa}$)

(b) Cタイプ試験燃料棒 ($Q=1.14 \text{ kJ/g}\cdot\text{UO}_2$, $P_{\text{fuel}}=7.0 \text{ MPa}$)

図5 破損燃料棒の外観写真

$\text{kJ/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合のもので、燃料棒下端で破断し、大きく開口しており、被覆管表面はほとんど酸化していない。このことは全熔融燃料が短時間に冷却材中に放出されたことを示唆している。A タイプおよび B タイプの場合との破損後の外観の大きな違いは、燃料棒初期内圧の効果により、被覆管の破損口の開口条件が大きく異なったことによるものと考えられる。ただし、燃料棒初期内圧の増加が、開口条件にこのような大きな差をもたらすメカニズムについては今後の検討課題である。また後で示すように、C タイプ試験燃料棒の場合には、特徴的な圧力波形とともに非常に大きな破壊力の発生をもたらしている。

3・2 圧力波形 実験用カプセル底部で測定された圧力波形を図 6 に示す。図 6 は A タイプおよび B タイプ試験燃料棒を用いた実験において測定される代表的な圧力波形で、燃料棒初期内圧 5.0 MPa、発熱量 $1.50 \text{ kJ/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合のものである。初めに 3.4 MPa の圧力ピークを生じ、図 6 中の記号 ㉔から ㉖までのピークが一組となって、この組合せが繰返されながら、約 5 ms の間に時間とともに指数関数的に減衰している。この波形は、燃料濃縮度にかかわらず、燃料棒初期内圧 5.0 MPa 以下の実験に共通した圧力波形となっている。この図 6 に示すようなカプセル底部で測定された圧力の値は、センサの測定面が圧力波進行方向に垂直になっているため、反射波と合成された、ほぼ 2 倍の値を示している。さらにこの圧力の値は、蒸気爆発によって発生した圧力の発生点における値ではなく、圧力発生点からの測定点までの圧力波伝ば過程の影響を含んだ圧力となっている。本実験における圧力波伝ば過程は、圧力発生点の特定や、蒸気泡の形成を把握することが難しいため、正確にモデル化することは困難ではあるが、軸長の長い単純な円筒容器内の伝ばであるため、長軸に沿っての平面波の伝ばとして近似することができ、図 7 に示すような機構であると考えられる。図 6 における圧力ピーク ㉔は、図 7 に示すように圧力波が発生点から圧力測定点であるカプセル底部に直接伝わったことによるものであり、これがカプセル底部で反射し、さらに自由界面で反射して膨張波となって再びカプセル底部に到達したものが ㉖となって現れる。また圧力発生点から自由界面に直接伝わった圧力波は、自由界面で反射し膨張波となってカプセル底部で圧力ピーク ㉔となって現れ、これが再び反射し、さらに自由界面で反射して圧縮波となってカプセル底部に至ったものが ㉖となって現れる。そしてこれらのピークを生じた圧力波がさらに反射を繰返して ㉔以降の圧力ピークが現れる。ここで自由界面として

は、カプセル上部の冷却水とカバーガスの界面が考えられるが、冷却水の急激な沸騰による比較的大きな蒸気泡が存在している場合には、この蒸気泡界面も同様な作用を及ぼすことが考えられる。

一方、燃料棒初期内圧が 7.0 MPa を超えた C タイプ試験燃料棒の場合には、図 8 に示すように極めて特徴的な圧力波形を示す。この図 8 は燃料棒初期内圧 7.0 MPa、発熱量 $1.14 \text{ kJ/g} \cdot \text{UO}_2$ の場合のもので、初めに現れる約 25 MPa に及ぶ圧力ピーク ㉔は熔融燃料と冷却材の直接接触による急激な蒸気爆発によるものと考えられ、図 6 のピーク ㉔に比べて鋭いピークとなっているのは、燃料棒内圧が高いため燃料の噴出がより急激に生じたことによるものと考えられる。この C タイプ試験燃料棒の場合にも記号 ㉔から ㉖の圧力ピー

 図 6 測定圧力波形 ($P_{\text{fuel}}=5.0 \text{ MPa}$)

図 7 衝撃圧力波伝ばの模式図

 図 8 測定圧力波形 ($P_{\text{fuel}}=7.0 \text{ MPa}$)

クに関して、A タイプおよび B タイプ試験燃料棒の場合と同様に、図 7 に示すような圧力波伝ば機構が考えられる。燃料棒破損時の被覆管温度は燃料棒初期内圧によらずほぼ一定であり、被覆管の破裂圧力はほぼ一定と評価できることから、圧力ピーク④は被覆管の破裂圧力によるものではないものと考えられる。圧力ピーク④に約 0.7 ms 遅れて発生する圧力ピーク⑤については、ピーク④の圧力波がカプセル内面で反射して破断口付近に戻り、膜沸騰状態にある燃料粒子の蒸気膜を崩壊させ、破損燃料と冷却水の直接接触による二次的な蒸気爆発を発生させるという解釈もあるが、この時点では蒸気泡は破断口付近に局所的に存在するだけであると考えられ、圧力波の伝ば速度から考えるとピーク④と⑤の間隔はずっと小さくなければならない。また、ピーク④の間隔はずっと小さくなければならない。また、ピーク④の圧力によるカプセル壁あるいは全体の変位により、圧力測定点のカプセル底面にキャビテーションが生じ、圧力ピーク⑤をこのキャビテーション気泡の崩壊に伴うものとする解釈もある。本実験と同様なカプセル中で火薬を爆発させた圧力波伝ば実験⁽⁹⁾においても、第 1 ピークに続いてピーク⑤と同様な圧力ピークが測定されており、ピーク⑤は連鎖的燃料微粒子化過程によるものではなく、ピーク④を起因とする二次圧力である可能性が高い。本研究と熱的条件は大きく異なるものの、溶融金属と低沸点液を用いた飯田らの実験的研究⁽¹¹⁾において、図 8 に示したような C タイプ試験燃料棒の場合と良く似た圧力波形が測定されている。この実験ではキャビテーション気泡の消失あるいは崩壊によるものと解釈されている最大圧力ピークに先行して、微粒子化過程に伴う圧力としていくつかの圧力ピークが測定されているが、本実験では被覆管破断後の溶融燃料の噴出速度が数十 m/s に達するため、溶融燃料と冷却材の直接接触に続く燃料微粒子化過程は急速に進み、ピーク④はこれらの過程に伴う圧力の重なりあったものと考えられる。また、圧力ピーク⑤は破断口上部の水塊によるカプセル上面への水撃がカプセル壁面を通じて圧力測定部である底面に伝わったことによるものと考えられる。

3.3 破壊力発生に及ぼす発熱量の影響 試験燃料棒破損時に発生する衝撃圧力に対する発熱量の影響を評価するために、カプセル底部で測定された圧力ピークの最大値と発熱量の関係を図 9 に示す。この図 9 から燃料濃縮度 20 % の A タイプ試験燃料棒の実験に関しては、衝撃圧力は発熱量 1.3 kJ/g・UO₂ 以上で数 MPa のオーダーであり、発熱量 1.6 kJ/g・UO₂ 以上になっても 5 MPa 以下の値となっていることがわかる。

さらに、水撃力を評価するために、吹き上げられた水塊によって圧縮されるカバーガスに断熱圧縮を仮定し、カプセル上部で測定されたカバーガス圧力から機械的エネルギー K_e を求めた。実験前におけるカバーガスの圧力を $P_{gas,0}$ 、体積 V_0 、水塊に最も圧縮された状態のカバーガスの圧力を $P_{gas,1}$ 、体積を V_1 、とすると、機械的エネルギーは次のように表される。

$$\begin{aligned} K_e &= - \int_{V_0}^{V_1} P_{gas} dV \\ &= - P_{gas,0} V_0^\kappa \int_{V_0}^{V_1} V^{-\kappa} dV \\ &= \frac{P_{gas,0} V_0}{\kappa - 1} \left\{ \left(\frac{V_1}{V_0} \right)^{1-\kappa} - 1 \right\} \\ &= \frac{P_{gas,0} V_0}{\kappa - 1} \left\{ \left(\frac{P_{gas,1}}{P_{gas,0}} \right)^{\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right\} \dots\dots\dots (1) \end{aligned}$$

そこで全燃料の発熱がどれだけこの機械的エネルギーに転換されたかを示す、機械的エネルギー転換率 η を次のように定義し、この機械的エネルギー転換率と発熱量の関係を図 10 に示す。

$$\eta = \frac{K_e}{mQ \times 10^5} \dots\dots\dots (2)$$

機械的エネルギー転換率に関しても A タイプ試験燃

図 9 衝撃圧力に及ぼす発熱量の影響

図 10 機械的エネルギー転換率に及ぼす発熱量の影響

燃料棒の場合は発熱量 $1.3 \text{ kJ/g} \cdot \text{UO}_2$ 以上ではほぼ一定の値を示している。一方、燃料濃縮度 10 % の B タイプおよび C タイプ試験燃料棒の場合は、図 9 および図 10 の衝撃圧力ならびに機械的エネルギー転換率ともに、A タイプ試験燃料棒の場合に比べて高い値を示している。これは、燃料濃縮度が低い場合のほうが、燃料半径方向の発熱分布が平坦であり、破損時に溶融している部分が多くなることによるものと思われる。

3.4 破壊力発生に及ぼす燃料棒初期内圧の影響

図 11 に燃料棒初期内圧の衝撃圧力に及ぼす影響について示す。燃料濃縮度 20 % の A タイプ試験燃料棒の実験については燃料棒初期内圧の効果は現れておらず、衝撃圧力はすべて 5 MPa 以下の値となっている。これに対して燃料濃縮度 10 % の B タイプおよび C タイプ試験燃料棒の場合には、燃料棒初期内圧が高くなるにつれて衝撃圧力の値は大きくなっており、その効果が現れている。燃料棒初期内圧が大きな場合には、被覆管破損口からの燃料の噴出が加速されることが予想されるが、燃料の噴出速度は、燃料が溶融している場合にはその微粒子化に大きく影響するため、破損時に燃料が溶融している部分の多い燃料濃縮度 10 % 試

図 11 衝撃圧力に及ぼす燃料棒初期内圧の影響

図 12 機械的エネルギー転換率に及ぼす燃料棒初期内圧の影響

験燃料棒の場合に燃料棒初期内圧の効果が大きく現れるものと考えられる。また、機械的エネルギー転換率に関しても、図 12 に示すように燃料棒初期内圧の効果は衝撃圧力に対する場合と同様に現れているが、燃料棒初期内圧 5.0 MPa 以下の A タイプおよび B タイプ試験燃料棒の実験ではすべて 0.2 % 以下の機械的エネルギー転換率を示しており、極端に高い燃料棒初期内圧を有する C タイプ試験燃料棒の場合を除いて燃料棒初期内圧の機械的エネルギー転換率に及ぼす影響は小さいことがわかる。

3.5 破損燃料の微粒子化

破損した試験燃料棒から冷却材中に噴出した燃料は蒸気爆発過程において

(a) 外観写真

(b) 断面写真

(c) 断面写真

図 13 破損燃料粒子の外観および断面写真

微粒子化する。図 13 に実験後に回収された微粒化した破損燃料の外観および断面写真を示す。図 13(a)の外観写真から破損時に溶融していたことがわかる。また、図 13(b)および図 13(c)の断面写真から、球形粒子は特徴的な中空粒子となっていることがわかる。このような中空粒子は溶融金属を用いた実験⁽¹⁰⁾でも観察されており、その生成機構については微粒子化時における蒸気の巻込みなどいくつかのモデル⁽¹¹⁾が考えられているが、その詳細については不明な点が多く残されている。

燃料微粒子化が破壊力発生に及ぼす影響を評価するために、実験後回収された破損燃料粒子をふるい分けし、その粒子径分布を求めた。この際、実験後の破損燃料は放射能を有するため、作業時間が限られ、累積ふるい下質量百分率の測定点数は 5 点にとどまった。本研究では燃料微粒子化の進行程度を評価するパラメータとして比表面積を採用した。この比表面積を求めるために、各実験において得られた粒子径分布を、それぞれ次の Rosin-Rammler 分布で外挿し、粒度特性数ならびに均等数を定めた⁽¹²⁾。

$$W = 100 \left[1 - \exp \left\{ - \left(\frac{D_p}{D_e} \right)^n \right\} \right] \quad \dots\dots\dots (3)$$

図 14 に各タイプ試験燃料棒を用いた実験における破損燃料の粒子径分布の代表例を、外挿に使用した Rosin-Rammler 分布とともに示す。どのタイプの試験燃料棒の場合も、実験結果は Rosin-Rammler 分布によって良く近似されていることがわかる。そこでこの Rosin-Rammler 分布による近似から得られた粒度特性数および均等数から、比表面積を次のように求めた⁽¹³⁾。

$$S_w = \phi \frac{N}{\rho D_e^n} \int_{D_{p, \min}}^{D_{p, \max}} D_p^{n-2} \exp \left\{ - \left(\frac{D_p}{D_e} \right)^n \right\} dD_p + \frac{1 - \exp \left\{ - \left(\frac{D_{p, \min}}{D_e} \right)^n \right\}}{\rho} \cdot \frac{\phi}{D_{p, \min}} \quad \dots\dots\dots (4)$$

図 14 破損燃料の粒子径分布

なお、この比表面積の算出にあたって、破損燃料粒子は真球中実、すなわち $\phi=6$ とし、直径の最大値としては累積ふるい下質量百分率が 99.9% となる直径を、最小値としては走査形電子顕微鏡による観察から $1 \mu\text{m}$ とした。また式 (4) 右辺第 1 項の積分には、 $n>1$ の場合には Langemann の解を、 $n<1$ の場合には Matz の解をそれぞれ用いた。この比表面積と衝撃圧力の関係を図 15 に比表面積と機械的エネルギー転換率の関係を図 16 にそれぞれ示す。これらの図で、比表面積が増大するにしたがって、衝撃圧力ならびに機械的エネルギー転換率は増加しており、燃料微粒子過程が破壊力発生機構において重要な寄与を示すことがわかる。また、その傾向は B タイプ試験燃料棒、燃料棒初期内圧 0.1 MPa の 1 実験における機械的エネルギー転換率 (図 16 中黒丸印) を除いて、燃料タイプ、燃料棒初期内圧および発熱量にかかわらず一致しており、本研究の対象とする体系においては、衝撃圧力値ならびに機械的エネルギー転換率は、破損燃料粒子の比表面積のみの関数で表せることがわかる。

図 15 衝撃圧力と破損燃料粒子比表面積の関係

図 16 機械的エネルギー転換率と破損燃料粒子比表面積の関係

4. 結 言

反応度事故時の蒸気爆発による破壊力発生について燃料棒初期内圧パラメータとする実験を行い、5 MPa までの燃料棒初期内圧が破壊力発生に及ぼす影響は小さいことを確認した。軽水炉燃料の場合、燃焼末期において燃料棒内圧が外圧を 5 MPa も上まわるとは考えられないため、ギャップに放出された核分裂性ガスによる燃料内圧の上昇は反応度事故時の蒸気爆発による破壊力発生に影響を及ぼさないものと考えられる。また、反応度事故時における蒸気爆発過程において、破損燃料の微粒子化が重要な寄与を示し、破壊力、すなわち衝撃圧力ならびに水撃力の発生は、燃料微粒子化の程度を表す破損燃料粒子の比表面積のみの関数で表すことができることを実験的に明らかにした。

川崎重工業(株)吉江伸二氏には衝撃圧力波伝ばについて貴重なご助言をいただいた。ここに記して謝意を

表する。

文 献

- (1) 飯田・ほか2名, 機論, 53-485, B (1987), 222.
- (2) 庄司・ほか3名, 機論, 52-479, B (1986), 2633.
- (3) Zyszkowski, W., *Int. J. Heat Mass Transf.*, **19** (1976), 849.
- (4) 例えば, Dickerman, C. E., ほか1名, *ANL*, 6458 (1962).
- (5) 例えば, Taxelus, T. G., ほか2名, *IN*, 1370 (1970).
- (6) 例えば, MacDonald, P. E., ほか5名, *Nucl. Safety*, **21**-5 (1980).
- (7) 例えば, 齊藤・ほか11名, *JAERI-M*, 86-012 (1986), 133.
- (8) Ohnishi, N., ほか1名, *J. Nucl. Sci. Tech.*, **19**-7 (1982), 528.
- (9) 丹沢, Personal communication.
- (10) 藤城・落合, *JAERI-M*, 6281 (1975).
- (11) 例えば, El-Genk, M. S., ほか2名, *J. Nucl. Mater.*, **113** (1983), 101.
- (12) Tsuruta, T., ほか2名, *J. Nucl. Sci. Tech.*, **22**-9, (1985), 742.
- (13) 三輪, 粉粒体工学, (1972), 108, 朝倉書店.

討 論

〔質問〕 西尾 茂文・秋吉 亮

〔東京大学生産技術研究所〕

(1) 実験の再現性 小規模実験では、蒸気爆発の発生および発生圧力は統計的性格をもつことが報告されているが、貴実験ではそうした性格は見られなかったか。すなわち、貴実験では必ず“有意な”衝撃圧力の発生が観察されたか。

(2) 圧力波形の解釈 図7に基づく圧力波形の解釈については、水位を変えた実験により検討できると思われるが、そうしたデータがあればお教え願いたい。

(3) 図8の圧力波形について 最後のピークは、飯田ら⁽¹⁾の言う「キャビテーション気泡の消失あるいは崩壊による」ものか。また、最初のピークが最大となる原因は何か。

(4) $P_{\max}$ と $P_{\text{gas},1}$ は $P_{\text{gas},0}$ と V_0 の関数であると思われるが実際の炉では $P_{\max}$, K_e はどうなるのか。

(5) 質問者ら^(付1)は、衝撃圧力および微粒化を蒸気泡中の不凝縮気体が抑制するという報告をしているが、核分裂生成気体はどのような効果をもつか。

(6) 3.3~3.5について 「衝撃圧力ならびに機械的エネルギー変換率は、破損燃料粒子の比表面積のみの関数で表せる」のであれば、比表面積におよぼす発熱量および燃料棒初期内圧の影響という形で整理すべきではないか。

(7) 図15, 16の結果はある程度予想されるものであるが、この結果から何を結論づけようとしているのかを明確にされたい。すなわち、 $P_{\max}$ を S_w と相関づけることにより発生機構を議論しようとしているのか、あるいは $P_{\max}$ の予測を行おうとしているのか（後者なら S_w の予測が必要）などをお教え願いたい。

〔回答〕 (1) 本実験の条件の発熱量 1.1 kJ/g UO_2 以上の場合では、すべて有意な衝撃圧力の発生が認められ、その意味では再現性があった。これは、本実験の場合、溶融燃料が高速で噴出、冷却材と混合するためと考えられる。ただし、圧力値については大きなばらつきがあった。

(2) 本実験では水位を一定としてしか実施していないが、別途、同一内径のカプセル模擬体を用い、火薬を水中爆発させ圧力源とした実験により図7の解釈を確認している^(付2)。

(3) 図8の最後のピークは、吹き上げられた冷却水スラグがカバーガス圧で反発されて下方に向かい、爆発点での蒸気塊を崩落させた際の圧力と考えられ、飯田らのキャビテーション気泡の消失による圧力に近い性質のものと思われる。また、最初のピークが最大

(付1) 秋吉・西尾・棚沢, 機論, 54-499, B (1988), 630.

(付2) Tanzawa, S., Fujishiro, T., Yoshie S. and Iwasaki, M., *Proc. 10th Int. Conf. Struct. Mech. React. Technol.*, (1989).

となるのは、噴出した溶融燃料と冷却材の最初の直接接触で燃料の微細化が大きく進行し、また、第2波以降は気泡発生などにより緩和されることなどによると考えられるが、直接的な立証はむずかしい。

(4) 実際の動力炉（例えばBWR）の場合には、 $P_{\text{gas},0}$ や V_0 の影響よりも炉心上部構造物（気水分離器、蒸気乾燥器）の流動抵抗が極めて大きいことの影響のほうが強く、機械エネルギー転換率は本実験結果より小さくなるものと思われる。ただし、 P_{max} にはあまり大きな影響はないであろう。

(5) 不凝縮気体が存在する点からは、衝撃圧力の発生を抑制する効果があるが、燃料中に存在する核分

裂生成気体の急速な放出により燃料分散を促進する面もあり、いずれが効果的であるかは不明である。今後、燃焼の進んだ燃料による実験を予定している。

(6) ご質問の主旨は正論であると考えるが、本実験の結果を比表面積と発熱量などの関係として整理しても、大きなばらつきのため良好な整理とはならないのが現状であり、この関係の明確化が今後の課題である。

(7) P_{max} の予測が主目的であり、第1段階として比表面積で整理したものである。 S_w と実験条件との関係は発生機構の考察を進めつつ検討してゆく予定である。