衝撃荷重を受ける燃料棒の座屈挙動* (材料特性の影響に関する数値試験)

感本広文^{*1}, 安田隆芳^{*2}, 中司雅文^{*2}, 河村庄造^{*1}

Buckling Behavior of Fuel Rods under Impact Loads (Numerical Study on the Effect of Material Properties)

Hirofumi MINAMOTO^{*1}, Takayoshi YASUDA, Masafumi NAKATSUKA
and Shozo KAWAMURA

^{*1} Toyohashi University of Technology, Department of Mechanical Engineering
Hibarigaoka 1-1, Tempaku-cho, Toyohashi, 441-8580 Japan

Nuclear fuel assembly is installed in the cask with the necessary protective function during fuel transportation. The structural integrity of the fuel rods which constitutes fuel assembly has to be evaluated to ensure the safety even for the cask drop accident. The mechanical properties such as strength, strain hardening properties, and the stress-strain relation of the fuel cladding material, Zircaloy, change significantly during in-reactor service. Such the changes in mechanical properties of the fuel cladding tube play an important role under the impact loading as the cask drop accident condition. Then, the effect of material property on the dynamic response should be clarified. This paper deals with the numerical simulation of the dynamic buckling behavior of fuel rods under the cask drop incident by using finite element simulation code, LS-DYNA. The purpose of this paper is to elucidate the effect of the material property on the dynamic buckling behavior of the cladding tube. First, the constitutive equation of the irradiated Zircaloy is derived. Second, the dynamic responses induced during cask drop accident were obtained from finite element simulations by using the derived constitutive equation. The influences of the mechanical property on the buckling load and absorbed energy are also evaluated. Finally, the detailed buckling process of the high burnup fuel cladding tube is discussed. It is found that the material property has large influences on the dynamic response of the cladding fuel rods. It is thought that the derived constitutive equation is useful for numerical simulation of the spent fuel rods.

Key Words : Buckling, Impact Strength, Nuclear Fuel Rods, Cladding Tube, Strain Rate, Finite Element Method, Constitutive Equation, Computational Mechanics.

1. 緒 言

使用済みの原子燃料はキャスクと呼ばれる密封容器に収納され、貯蔵施設において所定期間貯蔵される。各施設間の燃料の輸送においてはクレーンでのキャスク吊り下げ工程があり、万一落下事故等が発生しても放射性物質が放出しないように、かつ経済的に優れた燃料集合体の取り扱い技術の確立に向けて、事故時の健全性および設計に対する裕度を予測することが重要な研究課題になっている⁽¹⁾。

使用済みの原子燃料を用いた実験には多くの困難を伴うため、数値解析による予測が有力な手段となり、例えば燃料棒全長を被覆管と燃料ペレットからなる要素にモデル化し、負荷荷重の時間依存性を入力して、落下時の破損限界座屈荷重を求め、非弾性円柱理論の解と比較した研究⁽²⁾や、梁理論に基づいて燃料ペレットの有無に対応した座屈限界加速度を予測した研究⁽³⁾、さらに燃料棒全長およびスペーサを含む燃料集合体全体を有限要素で

* 原稿受付 2010 年 6 月 30 日

^{*1} 正員, 豊橋技術科学大学院工学研究科 (〒441-8580 愛知県豊橋市天伯町字雲雀ヶ丘 1-1)

^{*2} 日本核燃料開発(株) (〒311-1313 茨城県東茨城郡大洗町成田町 2163 番地)

E-mail: minamoto@me.tut.ac.jp

モデル化して落下時の燃料棒に生じるひずみ量に及ぼすペレットの寄与の重要性を示した研究⁽⁴⁾がある。また、沸騰水型原子炉（Boiling Water Reactor: BWR）燃料集合体がプール中の取り扱いミスでプール底に衝突した場合の応力を解析した研究⁽⁵⁾等があり、個々の事例毎の安全性が示されている。

落下時の燃料棒の破損現象もしくは健全性は、被覆管材料の構成方程式に大きな影響を受けるが、衝撃荷重を受ける使用済み燃料棒の健全性に及ぼす材料特性の影響を検討した例は少ないようである。

本論文では燃料集合体を構成する燃料棒単体の代表的な区間に着目して落下時の燃料棒の座屈挙動に及ぼす材料特性の影響を調べる事を目的とする。はじめに中性子照射量およびひずみ速度依存性を考慮した被覆管材料の構成関係を導出する。そして、求められた構成関係を用いて、燃料被覆管にキャスク落下時相当の垂直衝撃荷重が作用した場合の被覆管の動的応答を有限要素法によって解析する。得られた数値解析結果より、材料特性が座屈荷重、吸収エネルギーに及ぼす影響を調べると共に、被覆管の動的座屈挙動を詳細に調べる。

2. 被覆管の材料特性

2・1 被覆管材料と照射効果

軽水炉に使用される燃料棒は、ジルカロイ合金製の細径管である燃料被覆管内に、 UO_2 ペレットを充填・密封して構成されている。炉内で使用された被覆管材料は中性子照射により、製造時に比べて著しい強度の上昇と延性の低下がみられる。例えば、炉内での中性子照射により、燃料棒の使用期間の末期における室温および 350°C での降伏応力（0.2%耐力）はそれぞれ製造時の値の約2倍および3倍程度に達し^{(6),(7)}、室温における高速変形時の被覆管の破断伸びは数パーセントまで低下する場合がある⁽⁸⁾。

2・2 被覆管材料の構成方程式

製造時の圧延変形によって生じる被覆管材料の異方性は、中性子照射により緩和される傾向にある^{(9),(10)}ので弾性および塑性挙動は等方性として扱う。中性子照射が弾性定数に及ぼす影響は小さいので、照射材の室温でのヤング率、ポアソン比として 96.5GPa および 0.34 を用いる⁽¹¹⁾。また、密度は 6510kg/m^3 とした⁽¹¹⁾。従来の知見⁽⁷⁾を参考にすると、室温での照射済み被覆管の降伏応力と引張強さ（極限強さ）は近く、急激に塑性ひずみに移行する傾向があるので、応力-ひずみ関係は降伏応力および接線剛性からなる bi-linear で近似する。

降伏応力を中性子照射量およびひずみ速度の関数として式(1)の Cowper-Symonds model⁽¹²⁾で近似する。

$$\sigma_y(\phi t, \dot{\epsilon}) = \sigma_i(\phi t) \left[1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{1/p} \right] \quad (1)$$

ここで、 $\sigma_y(\phi t, \dot{\epsilon})$ は、中性子照射量 ϕt および、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ (s^{-1}) による変化を考慮した降伏応力、 $\sigma_i(\phi t)$ は標準的な試験方法に準拠したひずみ速度 ($8.3 \times 10^{-5} \text{s}^{-1}$) での中性子照射量 ($1/\text{m}^2$, 中性子エネルギー $E > 1\text{MeV}$) に依存する降伏応力、 C , p はひずみ速度依存性を表す材料定数である。

高ひずみ速度領域での材料試験結果の報告は少ない。そのため、高ひずみ速度領域での降伏応力を中性子照射量ならびにひずみ速度依存性を含めて定式化した報告例は見当たらない。そこで、本論文では低ひずみ速度 ($\dot{\epsilon} < 0.025 \text{min}^{-1}$) で求められた実験式⁽⁷⁾を高ひずみ速度側へ外挿して近似式を求め、得られた値を高ひずみ速度での実験データ⁽⁸⁾と比較して、近似式の妥当性を確認することにした。

$$\sigma_i(\phi t) = \sigma_0 \left\{ 1 + 0.910 \left(\frac{\phi t}{10^{24}} \right)^{0.071} \right\} \quad (2)$$

$$\sigma_y(\phi t, \dot{\epsilon}) = \sigma_i(\phi t) \left(\frac{\dot{\epsilon}}{0.005} \right)^m \quad (3)$$

ここで、 $\sigma_y(\phi t, \dot{\epsilon})$, σ_0 の単位は MPa , $\dot{\epsilon}$ の単位は min^{-1} である。 σ_0 は室温 (298K) における未照射材の降伏応力であり $\sigma_0 = 380\text{MPa}$, 指数 m は $m = 0.021$ で与えられる⁽⁷⁾。

定数 C , p は, 次式の条件 (式(3)と式(1)の右辺を等置) から定められる.

$$1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C} \right)^{1/p} = \left(\frac{\dot{\epsilon}}{0.005} \right)^{0.021} \quad (4)$$

$$\log_e \left[\left(\frac{\dot{\epsilon}}{0.005} \right)^{0.021} - 1 \right] = \frac{1}{p} \log_e \dot{\epsilon} + \log_e \left(\frac{1}{C} \right)^{1/p} \quad (5)$$

上式に数レベルのひずみ速度 ($0.01 \sim 100 \text{ s}^{-1}$) を代入し, 得られた数値の組について最小二乗法による直線近似 ($y=ax+b$) を行い, 定数 $p=7.949$, $C=3.091 \times 10^5$ を得た. 図 1 に近似結果を示す.

式(2)から中性子照射量と, 室温における降伏応力の関係が与えられ, 式(1)よりその中性子照射量での降伏応力のひずみ速度依存性が求められる. これらの関係から求めた未照射材から高照射材までの代表的な中性子照射量に対する降伏応力のひずみ速度依存性を図 2 に示す. これより, 降伏応力は中性子照射量ならびにひずみ速度の増加とともに増加している. また, ひずみ速度に対する増加率はひずみ速度の増加とともに次第に増える傾向にある事が分かる.

降伏後のひずみ硬化は, ひずみ硬化指数 n を用いて整理されている場合が多く⁽⁷⁾, 照射材では n の値は 0 から 0.025 程度と比較的大きなばらつきを示す. しかし, $n=0.02$ の時には塑性ひずみに対してほぼ線形の強度増加を示し, この直線の傾きとして接線剛性 $E_t=1640 \text{ MPa}$ を得た.

Fig.1 Determination of constants C and p by least squares method

Fig.2 Dependency of the yield stress on neutron fluence and strain rate at room temperature

以上の材料定数をもとに高燃焼度 (中性子照射量: $1.5 \times 10^{26} \text{ 1/m}^2$, $E > 1 \text{ MeV}$) まで使用された燃料被覆管の低ひずみ速度から衝撃負荷相当のひずみ速度範囲 ($1 \times 10^{-4} \sim 10^3 \text{ s}^{-1}$) に対する応力-ひずみ関係を求めた結果を

図 3 に示す．図 3 中の●プロットは同等の中性子照射（中性子照射量： 1.2×10^{26} 1/m², $E > 1\text{MeV}$ ）を受けた使用済み被覆管の高速（約 13s^{-1} ）引張り試験結果⁽⁸⁾であり，式(1)の定数（ C , p ）を低ひずみ速度で得られた実験式を基にして算出したが，高ひずみ速度での照射材の応力-ひずみ関係を妥当に近似している．高燃焼度まで使用された被覆管では延性は低下しており，試験方法や試験温度および腐食の程度により異なるが破断伸びは数%程度と考えられる^{(7),(8),(13)}．

Fig.3 Stress strain relations of high burnup fuel cladding tube at room temperature and comparison with experimental data in Ref.(8)

3. 数 値 解 析

3・1 数値解析手法

3・1・1 解析対象および仮定 使用済みの軽水炉燃料集合体がキャスク中もしくはプール中のクレーン誤動作で垂直落下する場合に衝撃荷重を受ける事象を想定する．例として BWR 燃料集合体の構成および外観図と衝撃状況を概念的に図 4 に示す．燃料棒は細径の円筒である燃料被覆管に UO_2 からなる燃料ペレットが挿入され，管両端部に端栓を密封溶接して構成されている．燃料棒の下部端栓は支持板（下部タイプレート）に挿入して固定し，約 500mm 毎にスペーサを介して燃料棒の間隔を保持している．したがって，燃料集合体に衝突力が作用したときの燃料棒の挙動は，被覆管と燃料ペレットとの固着状態，衝突力の作用点等の不確定因子の影響を受ける．

Fig.4 Conceptual representation of the fuel assembly in the cask under cask drop accident

燃料棒全体の挙動には種々の因子が入り複雑であるので，まず個別因子の影響を明らかにする．ここでは燃料被覆管の健全性に注目して被覆管の基本的な動的応答を検討するために，以下の①から④の仮定を採用する．

①燃料集合体を構成する燃料棒は，全て同等の振る舞いをするを仮定して，1本の燃料棒を解析対象にする．

②燃料棒は原子炉内で中性子照射を受けたジルカロイ-2 製の細管（外径 12.27mm，内径 10.55mm，長さ約 4000mm）であるが，このうち下部タイプレートと最下端のスペーサ間の 500mm を解析対象にする．

③解析対象の被覆管は真直な管であり，燃料ペレットの剛性の影響は含めないものとする．

④集合体落下時の障壁との衝突による衝撃荷重として，燃料ペレットを含む燃料棒 1 本の全質量（3.5kg）が，被覆管の片端に作用するとし，他端は質量および剛性が十分大きい受け台で変位が拘束されているものとする．

3・1・2 解析対象の幾何学体系 以上の仮定から，本研究で扱う解析対象物の幾何学的な体系は図 5 のようになる．図 4 に示される燃料棒の最下端（落下時に衝撃荷重が発生する位置）は，図 5 では上端に示されている．図中の L は解析対象とする被覆管の長さ（ $L=500\text{mm}$ ）を表す．

境界条件として，図 5 の上端では回転と垂直変位が自由，スペーサの支持部に対応する下端は燃料棒全体の曲がりモードにより異なるが，本検討では回転自由で変位が拘束されているとする．

3・1・3 数値解析手法と有限要素モデル 有限要素解析には汎用動的非線形有限要素解析ソフト LS-DYNA^{(14),(15)}を使用し，2 章で述べた材料非線形ならびに幾何学的非線形を考慮する．材料モデルには汎用性に優れる Piecewise Linear Isotropic Plasticity モデルを採用し，降伏判定にはミーゼスの降伏条件を用いた．式 (1) に示した Cowper-Symonds model によって，降伏応力の中性子照射量ならびにひずみ速度に対する依存性を考慮した．被覆管は 8 節点 SOLID 要素でモデル化し，解の精度と経済性を考慮して長手軸方向 300 分割，円周方向 48 分割，肉厚方向 3 分割とした（1 要素 $\approx 1.7 \times 0.7 \times 0.24\text{mm}$ ）．上端に作用する燃料棒の質量(3.5kg)は剛体要素でモデル化した．剛体要素と被覆管上端の接触計算にはペナルティ法を用いた．有限要素モデルを図 6 に示す．なお，一連の計算には豊橋技術科学大学情報基盤メディアセンターならびに京都大学学術情報メディアセンターの計算機を使用した．

3・2 解析条件

以下に数値解析で用いた各条件およびパラメータについて述べる．設定した解析ケースを表 1 にまとめた．

3・2・1 打撃点の偏心量 数値解析において座屈変形を模擬するためには，衝撃負荷前に初期不整を伴う必要があり，現実的な衝撃試験においても荷重点にわずかなずれを伴うことは不可避である．ここでは従来文献での例^{(4),(16)}を参考にして，衝撃負荷の中心点と被覆管中心軸からのずれ量（偏心量）に 0.2mm の初期不整を与えた．

3・2・2 衝撃速度 衝撃速度は燃料集合体落下時の吊り下げ高さにより変化するが，ここでは燃料集合体の解析事例を参考にして，代表的な値として 15m/s とした．

Fig.5 Geometrical description for numerical analysis

Fig.6 Finite element mesh used in the simulations

3・2・3 中性子照射量 材料強度は中性子照射量に大きく依存するので、原子炉で高燃焼度まで使用された燃料被覆管の代表な中性子照射量として、 $1.5 \times 10^{26} \text{ 1/m}^2$ 、 $E > 1\text{MeV}$ の照射量の材料強度を標準とした。比較のために約一桁低い照射量 ($1.0 \times 10^{25} \text{ 1/m}^2$ 、 $E > 1\text{MeV}$) および未照射材の場合についても解析を行う事とした(表 1. Case1,2,3)。

3・2・4 塑性特性 式(1)、(2)の構成関係で与えられるように、塑性域で線形のひずみ硬化を示し、降伏応力にひずみ速度依存性を有する場合(弾／粘線形硬化塑性)を標準とし、ひずみ硬化を無視した場合(弾／粘完全塑性)および降伏応力のひずみ速度依存性を無視した場合(線形硬化弾塑性)について解析を行い、結果を比較する(表 1. Case1,4,5)。

Table 1 Simulation cases

Case	Neutron fluence $\phi t^{(*1)}$			Strain rate sensitivity	Strain hardening
	0	10^{25}	1.5×10^{26}		
1			○	○	○
2	○			○	○
3		○		○	○
4 ^(*2)			○	○	
5 ^(*3)			○		○

*1 ϕt in eq.(2) ($1/\text{m}^2$, $E > 1\text{MeV}$) .

*2 Elastic/ visco-perfect plastic material

*3 Elastic-linear hardening plastic material

4. 結果と考察

4・1 弾性応力波の伝播

降伏前の弾性応力波の伝播について有限要素解析による結果と 1 次元弾性波伝播理論を比較し、用いた有限要素メッシュの妥当性を示す。

1 次元弾性波伝播理論によれば、弾性波の伝播速度は $c = (E/\rho)^{1/2} = 3850\text{m/s}$ 、波が被覆管を往復する時間は $2L/c = 0.26\text{ms}$ となる。そして、衝撃速度 $v = 15\text{m/s}$ の場合に発生する弾性応力波の大きさは $\sigma = -\rho cv = -376\text{MPa}$ となる。図 6 のように分割された被覆管の上端および下端の軸方向応力と、上記の理論値を比較した。被覆管肉厚方向は 3 分割されているので、比較にはそれらの平均値を用いた。

図 7 に有限要素解析で得られた Case1,3,5 の軸方向応力 σ_z の時間的变化を示す。図中の実線は被覆管上端、破線は被覆管下端の応力である。時刻 $t=0$ で落錘が衝突し、被覆管上端にほぼ理論値に等しい圧縮応力が発生している(図中 a 点)。この応力波は下端(固定端)で反射後(図中の点 b)、 $t = 0.26\text{ms}$ で上端に到達し(図中 c 点)、その時刻は前述の理論値と一致している。以上より、本有限要素モデルは弾性応力波の伝播挙動を適切にシミュレートできている事が分かる。

4・2 衝撃荷重と吸収エネルギー

4・2・1 中性子照射量の影響 高燃焼度相当の材料 (Case1)、未照射材相当の材料 (Case2) および高燃焼材より中性子照射量が一桁低い中強度材 (Case3) の場合の衝撃荷重および吸収エネルギーの時間変化を図 8 に示す。なお、衝撃荷重は落錘の上下方向加速度に落錘質量を乗じて求めた。また、吸収エネルギーには被覆管の内部エネルギー(ひずみエネルギー)の値を用いた。図 8(a)から中性子照射量が高いほど高い衝撃荷重が発生している事が分かる。これは図 2 に示したように中性子照射によって材料の降伏応力が高くなるためであると考えられる。高燃焼材 (Case1) に比べて中性子照射量が 1 桁近く低い Case3 では、高燃焼材に比べて衝撃荷重が降伏

応力の低下率程度小さくなっている。同様に未照射材の衝撃荷重は、高燃焼材に比べて約 1/2 になっており、これは降伏応力の低下比率に等しい。このように、衝撃荷重は材料強度に比例する傾向を示すが、座屈後（たとえば 3ms 後）の最終的な吸収エネルギーは、材料強度の差異に関わらずほぼ等しくなっている（図 8(b)）。なお、材料強度によって、座屈発生時の曲がり量（および塑性ひずみ）は異なるので、座屈発生過程における材料の吸収エネルギーは中性子照射量によって異なっている。

Fig.7 Propagation of axial stress at the elements of upper and lower ends of cladding tube

Fig.8 Influence of neutron fluence

4・2・2 塑性特性の影響 材料のひずみ硬化およびひずみ速度依存性を考慮した場合(Case1), Case1 で塑性域におけるひずみ硬化を無視した場合 (Case4), Case1 で降伏応力のひずみ速度依存性を無視した場合 (Case5) の衝撃荷重および吸収エネルギーの時間変化を図 9 に示す。ひずみ硬化を無視した Case4 では Case1 に比べて、発生荷重が小さくなった。しかし、一般に照射された被覆管材料の接線剛性は小さいため、それらの差は小さい。これに対して、降伏応力のひずみ速度依存性を無視した Case5 は、Case1 に比べて発生する荷重が大幅に小さく、荷重が低下する時刻（座屈変形の顕在化）も早い。これは、ひずみ速度の増加による降伏応力の上昇がないためである。

ひずみ速度は弾性応力波の波頭部で最大値をとり、応力波の伝播と共にその値は減少する。衝突直後において被覆管上端部で約 4000s^{-1} 、応力波下端到達時($t=0.13\text{ms}$)では約 1500s^{-1} 、応力波一往復時($t=0.26\text{ms}$)では上端部で約 1250s^{-1} の相当ひずみ速度が発生しており、降伏応力のひずみ速度依存性を無視すると、発生荷重を著しく過小評価する場合があると言える。

吸収エネルギーに大きな差は見られないが、座屈顕在時刻は Case5 のほうが早いために座屈時の吸収エネルギーは、ひずみ速度依存性を無視した Case5 の方が大きくなっている。

4・3 衝撃座屈応答

4・3・1 塑性ひずみの発生 先述のように、衝撃直後の応力波が 1 往復する間の応力値と伝播速度は、ほぼ弾性理論と一致した。しかし、その後($t=0.26\text{ms}$ 以降)は塑性変形を生じるので、弾性理論からずれを生じる。図 10 に Case1,3,5

での燃料被覆管上下端要素の相当塑性ひずみの時間的変化を示す。図中各点での発生事象の時間経過を以下にまとめた。

Fig.9 Influence of plasticity property

Fig.10 Variations of effective plastic strain at the ends of the cladding tube with time

(a) $t=0.26\text{ms}$: 反射波が上端に到達 (1 往復) し, 上端に塑性変形が発生 (実線).

(b) $t=0.3\text{ms} \sim$: ひずみ一定 (実線).

(c) $t=0.39\text{ms}$: 応力波が再度下端で反射し (2 往復目の折返し), 下端に塑性変形が発生 (破線).

(d) $t=0.4\text{ms} \sim$

Case1 : 上端より下端の応力が大きいため (図 7 参照), 下端で上端より大きな塑性変形が発生. 以降, 上端応力と下端応力の差が次第に減少し, $t=0.6\text{ms}$ で被覆管内の軸方向応力が一様となり, 応力波が消滅する (図 7 参照).

Case3 : 下端に比べて上端でより大きな塑性ひずみが発生. 上下端の軸方向応力差が次第に減少し, 被覆管内の軸方向応力が一様状態に漸近 (図 7 参照).

Case5 : 下端に比べて上端でより大きな塑性ひずみが発生. $t=0.4\text{ms}$ で上下端の応力が等しくなり (被覆管内の軸方向応力が一様), Case1 に比べて早期に応力波が消滅 (図 7 参照).

4.3.2 被覆管全体の変形応答

4.1 節および 4.3.1 節で衝撃直後の弾性波の伝播と上下端部における塑性ひずみの発生までの経時変化を示した. ここでは Case1 での燃料被覆管全体の変形応答および応力, ひずみについて述べる. 図 11 は $t=0.41\text{ms}$ における相当塑性ひずみ分布を示す (変形が微小のため, 横方向変位 1000 倍で表示). 下端からやや上方で約 0.9% の最大ひずみが生じている. そして, 上下端で塑性ひずみの発生が認められ, これらはそれぞれ $t=0.26\text{ms}$ (図 10 の a 点) と $t=0.4\text{ms}$ (図 10 の c 点) で発生したものである. その後, 応力波が上端に向かって伝播すると共に, 外径の膨らみを伴いながら塑性領域が上方に向かって管全長に進展する.

この時点 ($t=0.5\text{ms}$) での最大主ひずみ, 最大主応力を図 12 に示した. 図 12(a),(b) はそれぞれ最大主ひずみ, および最大主応力の分布と, 最大値発生部の拡大図を示す (拡大図中の矢印は主ひずみおよび主応力の向きを示す). 図 12(a),(b) に示すように, 下端からやや上方で約 1.2% の円周方向の引張主ひずみ, 上端からやや下方で約 130MPa の半径方向の引張主応力が発生している.

図 13(a) は $t=0.6\text{ms}$ における軸方向応力分布を示しており, 管長全体で軸方向応力がほぼ一様になっていることから 4.3.1 節で述べたように弾性応力波の発生から管を 2 往復した時点で応力波が消滅している事がわかる. 図 8(a) に示されるように, この時, 衝撃荷重は最大値を示す. その後, 高い荷重を維持したまま, 軸方向圧縮変形の進行に伴って初期不整 (衝突位置の偏心) の影響が現れ始め, $t=0.8\text{ms}$ になると微小な高次モードの座屈変形が現れる⁽¹⁷⁾. これは, 応力波存在時は応力波が固定端で反射しながら値を増し, 波頭部に局所的な変形を生じるのに対し, 応力波消滅後は管全体に一樣な軸方向応力が作用するため, 初期不整の影響が現れはじめるためであると考えられる. この時の変形形状を図 13(b) に示す. なお, 図 13(a),(b) は横方向変位を 1000 倍で表示している. 図 8(a) に示されるように $t=1.3\text{ms}$ 程度まで高い荷重を維持した後, 荷重が急減し, この時, 図 14 に示すような巨視的な曲げが生じる.

その後, $t=1.8\text{ms}$ で軸方向変位が最大となり, 落錘が反発を開始する (図 15 参照). その時の座屈変形形状を図 16(a) に示す. その後は時間の経過と共に曲げ変形の振幅と局所的な塑性ひずみは増加しつつ, 曲げモードの次数は減少し, 荷重は変動しながら減少していく. 落錘が再度反発し, 荷重が極小値をとる時点 (図 8(a) の $t=2.4\text{ms}$ 参照) での座屈変形形状を図 16(b) に示す. 図中の計算結果では, 相当塑性ひずみが最大で 10% 近くに達しているが, 実際には被覆管に局所的な割れを生じるものと考えられる

Fig.11 Distribution of effective plastic strain at $t=0.41\text{ms}$
(Displacement scale $\times 1000$ in transverse direction)

Fig.12 Distributions of maximum principal strain and maximum principal stress at $t=0.5\text{ms}$

Fig.13 Distributions of axial stress and initiation of buckling
(Displacement scale $\times 1000$ in transverse direction)

Fig.14 Deformation of fuel cladding tube and distribution of effective plastic strain at $t=1.5\text{ms}$

Fig.15 Displacement of weight with time

Fig.16 Deformation of fuel cladding tube and distributions of effective plastic strain

5. 結 言

使用済み燃料棒に衝撃荷重が作用したときの燃料棒の座屈挙動に及ぼす材料特性の影響を調べた。動的有限要素解析コード (LS-DYNA) を用いて、数値解析を行い結果を考察した。本論文で得られた結果を以下に記す。

(1) 高燃焼度 (中性子照射量: $1.5 \times 10^{26} \text{ 1/m}^2$, $E > 1\text{MeV}$) まで使用された燃料被覆管の低ひずみ速度から衝撃負荷相当の広範なひずみ速度範囲に対する室温での構成方程式を作成した。

(2) 動的座屈荷重は材料強度の影響を受け、未照射材では動的座屈荷重は小さく発生ひずみは大きい、照射材では照射量が一桁異なっても座屈挙動に大差はみられなかった。

(3) 被覆管の構成方程式において、降伏応力のひずみ速度依存性を無視すると発生ひずみを過大評価し、発生荷重を著しく過小評価する場合があることが分かった。

(4) 衝撃負荷の極初期には応力波の重畳により被覆管の両端部で最初に降伏が生じ、その後に塑性領域が管全長に広がり最大荷重を示し、最終的に巨視的な曲がりを生じることが分かった。

(5) 衝撃初期には、振幅が微小の高次の曲げモードが発生し、時間の経過とともに低次モードに移行するが、1次の曲げモードは現れなかった。

照射後試験片の実験は試験条件、試験回数ともに限られるため、本論文で示した燃料棒被覆管材料の構成方程式ならびに被覆管の座屈発生過程は、数値解析による使用済み燃料棒落下時の健全性評価にとって有用な知見になるものと思われる。本論文ではキャスク落下事故を想定した代表的な解析パラメータのもとで材料特性の影響を検討したが、今後は更に衝撃速度、打撃点の偏心量、端部境界条件等のような実際の事故や実験時に生じ得る各種因子についても検討が必要であると考えている。

文 献

- (1) 有富正憲, 重留義明, 蔦澤雄二, 上村勝一郎, 安部浩, 横山武, 白井孝治, 竹田知幸, 大西一成, 広瀬誠, 吉村英二, 下条純, 望月信一, 大岩章夫, 清水仁, “リサイクル燃料資源の確かな安全備蓄に向けて: 使用済燃料中間貯蔵の現状と対策”, 日本原子力学会誌, Vol.48, No.9(2006), pp.637-660.
- (2) Ladkany, S. G., “Final report on the waste package project, -The structural performance of the shell and fuel rods of a high level nuclear waste container”, DOE/NV/10872-T271-Vol.1, Appendix D (1996).
- (3) Bjorkman, G. S., “The Buckling of Fuel Rods under Inertia Loading”, *Transactions, SMiRT 19*, Toronto, August (2007), Paper C03/2.
- (4) Adkins, H. E., Koepfel, B. J., and Tang, D. T., “Spent nuclear fuel structural response when subject to an end impact accident”, *ASME PVP2004-2804* (2004), pp.637-660.
- (5) WU, Huang-Jau, et al., “A Numerical analysis for a BWR fuel assembly drop event”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol. 43, No. 9 (2006), pp.1068-1073.
- (6) Nakatsuka, M., “Mechanical properties of neutron irradiated fuel cladding tubes”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol.28, No. 4 (1991), pp.356-368.
- (7) Yasuda, T., Nakatsuka, M., Yamashita, K., “Deformation and fracture properties of neutron-irradiated recrystallized Zircaloy-2 cladding under uniaxial tension”, *ASTM STP 939* (1987), pp.734-747.
- (8) Nakatsuka, M., Une, K., Tokunaga, K., Ohta, T., “Mechanical properties of high burnup BWR fuel cladding tubes under simulated RIA conditions”, *Proceedings of the 2004 International Meeting on LWR Fuel Performance* (2004), Paper 1017.
- (9) Nakatsuka, M., Nagai, M., “Reduction of plastic anisotropy of Zircaloy cladding by neutron irradiation (I)”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol.24, No. 10 (1987), pp.832-838.
- (10) Nakatsuka, M., Nagai, M., “Reduction of plastic anisotropy of Zircaloy cladding by neutron irradiation (II)”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol.24, No. 11 (1987), pp.906-914.
- (11) Nakatsuka, M., Uchida, K., Miyazaki, A., Ishii, Y., “Annealing study on neutron irradiation effects in resonance frequencies of Zircaloy plates by EMAR method”, *Journal of Nuclear Science and Technology*, Vol.44, No. 10 (2007), pp.1285-1294.
- (12) Norman, J., *Structural Impact*, (1997), p.348, Cambridge University Press.
- (13) Nakatsuka, M., Yagnik, S., “Effect of Hydrides on Mechanical Properties and Failure Morphology of BWR Fuel Cladding at Very High Strain Rate”, *Journal of ASTM International*, Vol.8, No.1(2010), Paper ID JAI102954.
- (14) *LS-DYNA KEYWORD USER'S MANUAL, Version 971*, Livermore Software Technology Corporation (2007).
- (15) *LS-DYNA THEORY MANUAL*, Livermore Software Technology Corporation (2006).
- (16) Murase, K., Wada, H., “Numerical study on the transition of plastic buckling modes for circular tubes subjected to an axial impact load”, *International Journal of Impact Engineering*, Vol.30 (2004), pp.1131-1146.
- (17) Hayashi, T., Sano, Y., “Dynamic buckling of Elastic Bars (2nd report, the case of high velocity impact)”, *Bulletin of the JSME*, Vol.15, No.88 (1972), pp. 1176-1184.