

# Theoretical Estimation of the Impact Velocity during the PWR Spent Fuel Drop in Water Condition

## 경수로 사용후핵연료 수중 낙하 충돌 속도의 이론적 평가

Oh Joon Kwon\*, Nam Gyu Park, Seong Ki Lee, and Jae Ik Kim

KEPCO NF, 242 Daedeok-daero 989 beon-gil, Yuseong-Gu, Daejeon, Republic of Korea

권오준\*, 박남규, 이성기, 김재익

한전원자력연료, 대전광역시 유성구 대덕대로 989번길 242

(Received August 24, 2015 / Revised December 14, 2015 / Approved January 12, 2016)

The spent fuel stored in the pool is vulnerable to external impacts, since the severe reactor conditions degrade the structural integrity of the fuel. Therefore an accident during shipping and handling should be considered. In an extreme case, the fuel assembly drop can be happened accidentally during handling the nuclear fuel in the spent fuel pool. The rod failure during such drop accident can be evaluated by calculating the impact force acting on the fuel assembly at the bottom of the spent fuel pool. The impact force can be evaluated with the impact velocity at the bottom of the spent fuel pool. Since fuel rods occupies most of weight and volume of a nuclear fuel assembly, the information of the rods are important to estimate the hydraulic resistance force. In this study, the hydraulic force acting on the 3×3 short rod bundle model during the drop accident is calculated, and the result is verified by comparing the numerical simulations. The methodology suggested by this study is expected to be useful for evaluating the integrity of the spent fuel.

Keywords: Spent fuel, Drop accident, Impact velocity

\*Corresponding Author.

Oh Joon Kwon, KEPCO NF, E-mail: [ojkwon@knfc.co.kr](mailto:ojkwon@knfc.co.kr), Tel: +82-42-868-1675

### ORCID

Oh Joon Kwon <http://orcid.org/0000-0002-7342-1135>

Seong Ki Lee <http://orcid.org/0000-0001-8083-6227>

Nam Gyu Park <http://orcid.org/0000-0002-7816-1491>

Jae Ik Kim <http://orcid.org/0000-0001-7383-2308>

저장조에 위치한 사용후핵연료는 가혹한 원자로 조건에 의해 구조적 건전성이 와해되므로 외력에 취약하다. 따라서 운반 및 취급 중 사고 상황이 고려되어야 한다. 극단적인 경우, 핵연료 취급 중 사고로 인해 핵연료 저장조에서 핵연료집합체 낙하가 발생할 수 있다. 이러한 사고 상황 하에서 연료봉 파손 등을 평가하기 위해서 수조에 충돌할 때 발생하는 충돌력을 분석할 필요가 있다. 이는 핵연료가 수조 바닥에 충돌할 때의 속도를 입력으로 하여 평가될 수 있다. 연료봉이 핵연료 중량 및 부피의 대부분을 차지하고 있으므로, 연료봉 다발은 수중 항력을 예측하는데 중요한 역할을 한다고 볼 수 있다. 본 연구에서는 3×3의 짧은 연료봉 다발을 모델로 사용하여 수중에서 낙하할 때 받는 수력을 계산하였고, 이를 전산모사와의 비교를 통하여 검증하였다. 본 방법론을 사용후핵연료 건전성 평가에 적용할 수 있을 것으로 기대된다.

중심단어: 사용후핵연료, 낙하사고, 충돌속도

## 1. 서론

핵연료는 발전소 내 핵연료 저장조에 보관되고 있으며, 각종 취급장비를 통해 운송된다. 핵연료 운송 과정은 고도로 숙련된 기술과 보수적인 취급 조건을 적용하므로 사고가 일어날 확률은 극히 낮으나, 그 가능성을 완전히 배제할 수는 없다. 예상치 못한 원인의 사고로 인해 핵연료가 저장조 내로 낙하할 수 있는데, 이러한 사고가 발생할 경우 피복관이 파손되어 핵물질이 집합체 외부로 누출될 위험이 있다. 이와 같은 핵물질의 누출은 피복관 손상 모드에 따라 그 정도가 다르며, 피복관의 손상 정도는 피복관의 연성, 파괴인성, 지지격자의 충격 강도 및 낙하사고 유형 등의 영향을 받게 된다. 특히 사용후핵연료의 경우 열, 부식, 피로 및 방사능 조사 등의 가혹한 운전 조건으로 인해 연료봉을 포함한 핵연료 부품들이 원래의 기능을 온전히 수행할 수 없으므로 구조적으로 매우 취약해진다.

핵연료 낙하 사고시 방사능 평가 방법은 NUREG-0800 15.7-4[1], NUREG-0612 2.1[2], NRC Regulatory Guides 1.25[3] 등에 기술되어있으나, 충돌 하중에 대한 평가 없이 보수적으로 모든 연료봉이 파손되는 것으로 가정하고 있다. Wu 등[4]은 9×9 비등수로 핵연료가 저장랙에 수직으로 낙하하는 경우에 대하여 봉다발 단면적에 의한 형상 항력과 마찰력만을 고려하여 충돌속도를 계산하고 이에 대한 핵연료의 건전성을 평가한 바 있다. 하지만 상하부구조물 및 지지격자가 고려되지 않았으며 수직 낙하만이 계산되었기 때문에 결과의 활용이 제한적이다. Zhao 등[5]은 대기중에서 연료봉이 단독으로 낙하할 경우, 연료봉의 건전성에 대하여

평가하였다. 연료봉의 충돌 속도는 연료봉의 낙하 높이만을 고려하여 계산하였다.

낙하 사고시 핵연료가 받는 충격하중 예측은 방사능 누출의 개연성을 평가하는 것이므로 매우 중요하다. 충격하중은 핵연료 낙하시 고려해야 할 중요 외력이며, 충돌 속도에 의해 계산될 수 있다. 수중에서 낙하하는 물체의 속도를 예측하기 위해서는 CFD(Computational Fluid Dynamics)를 사용할 수 있지만, 핵연료집합체는 크기가 크고 형상이 복잡하기 때문에 사실상 단일 모델로 해석하기는 어렵다. 따라서 본 연구에서는 핵연료집합체의 중량 및 부피의 대부분을 차지하고 있는 연료봉 다발의 부분을 모델로 하여 수력 저항을 계산하여 낙하하는 연료봉 다발의 속도를 예측하였다. 그리고, 이를 전산 모사 결과와 비교하여 검증하였다.

## 2. 핵연료집합체 구조 개요

핵연료집합체는 고온, 고압 및 빠른 유속의 노내에서 장기간 연소되는 극한의 상황을 견뎌야 하므로 NUREG-0800 2.1-1[1], ANSI/ANS 57.5-5[6] 등의 요건을 만족시켜야 한다. 이를 만족시키기 위하여 핵연료집합체는 Fig. 1 (a)와 같이 연료봉, 상하단고정체, 지지격자, 계측관 및 안내관 등으로 구성된다. 국내에 공급되는 핵연료는 길이가 약 4 m 정도로 우라늄 펠렛을 수용한 수백개의 연료봉이 장착되어있으며, 연료봉의 위치를 고정하고 일정간격으로 유지시키기 위하여 다수의 지지격자가 존재한다. 상단 및 하단고정체는 노심에 안착되어 구조적으로 집합체를 지탱하는 역할을 한다. 계측관 및

안내관은 운전 중 노내 상태 계측을 위한 계측기 및 노심 제어기를 위한 제어봉을 수용하도록 설계되어있다. 또한 각 구성품은 연료봉의 정위치, 이물질 및 마모에 의한 손상 방지, 중성자 조사에 의한 변화 수용, 계측 및 제어 계통의 연동 등의 기능을 보장하기 위하여 특정 위치에 장착된다.

노내 조건에서는 상단 및 하단고정체가 가장 큰 수력 저항력을 보이며 지지격자는 크기가 크고 복잡한 순으로 수력 저항력이 크다. 경수로 핵연료의 연료봉은 외형은 단순하나 개수가 다른 부품에 비해 압도적으로 많으므로 수력적 저항력이 크다. 본 연구에서는 전산모사의 용량한계 및 해석 시간을 고려하여 Fig. 1 (b)와 같은 3×3 핵연료 봉다발 모델을 사용하였다. 사용후핵연료는 노내조건에 장시간 노출되어 연료봉 다발의 형상은 처음과 다를 수 있으나 해석의 편의상 설계치수를 기준으로 평가하였다.

### 3. 이론적 방법에 의한 낙하 충돌 속도 예측

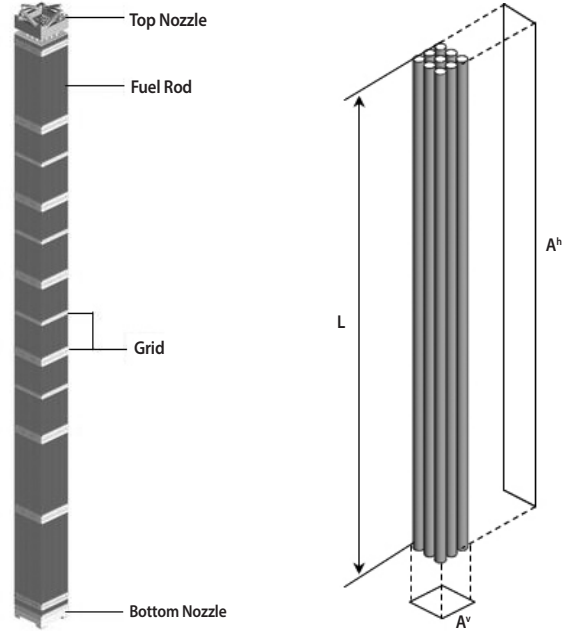
본 절에서는 항력 예측을 통한 최종 충돌 속도를 예측할 수 있는 방법에 대해 기술했다. 수중에서 낙하하는 핵연료집합체에 작용하는 힘은 중력과 부력( $F_B$ ), 그리고 유체에 의한 항력( $F_H$ )이 있으며 이는 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$(m+m_a) \frac{dv}{dt} = mg - F_B - F_H \quad (1)$$

여기서  $m$ ,  $m_a$ ,  $v$ ,  $t$ ,  $g$ 는 각각 핵연료집합체의 질량, 유체부가질량, 낙하 속도, 시간, 중력가속도를 지칭한다. 질량과 부력 및 유체부가질량은 핵연료 형상에 따라 결정되므로, 낙하 속도를 결정짓는 요소는 유체에 의한 항력이다. 항력은 낙하 각도에 따라 크기가 달라지는데 낙하 방향에 대한 단면적이 가장 작은 수직 낙하일 때 최소값을, 단면적이 가장 큰 수평 낙하일 때 최대값을 갖는다. 경사 낙하의 경우 핵연료 상하면과 측면 모두 형상 항력에 큰 영향을 주게 되므로, 수직 낙하와 수평 낙하의 조합을 통하여 경사낙하를 모사할 수 있다.

#### 3.1 수직 낙하시 수력 저항

수중에서 낙하하는 봉다발은 Fig. 2 (a)와 같이 봉다발



(a) 17×17 Nuclear Fuel Assembly (b) 3×3 Short Rod Bundle Model

Fig. 1. 17×17 Nuclear Fuel Assembly and 3×3 Short Rod Bundle Model.

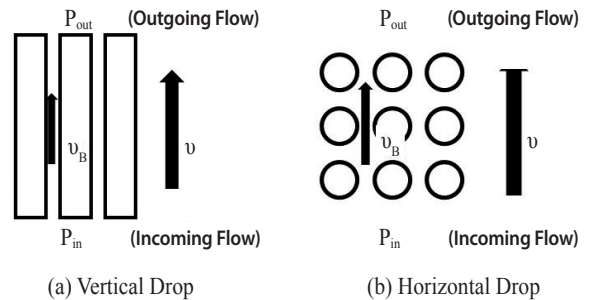


Fig. 2. Flow over Rod Bundle.

내부와 외부에 유동이 흐르게 된다. 내부는 연료봉에 의한 저항으로 외부보다 유속이 낮게 되며, 외부는 내부 유속에 대한 상대적인 유속을 갖는다고 볼 수 있다. 이 두 경로는 봉다발의 입구와 출구에서 만나기 때문에 각각의 경로상에서 발생하는 압력 손실은 동일하다 가정하면, 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$C_D^v \frac{\rho(v-v_b)^2}{2} = \left( f \frac{L}{D_H} + K_{in} + K_{out} \right) \frac{\rho v_b^2}{2} \quad (2)$$

여기서  $v_b$ 은 봉다발 내부의 유속,  $C_D^v$ 는 봉다발 외곽면을

경계로 하는 직육면체의 수직 방향에 대한 항력 계수이며,  $f$ 는 연료봉의 마찰계수,  $L$ 은 연료봉의 길이,  $D_H$ 는 봉다발 내부의 한 개 채널에 대한 수력 직경,  $K_{in}$ 은 봉다발 입구부에서의 압력 손실 계수,  $K_{out}$ 은 봉다발 출구부에서의 압력 손실,  $\rho$ 는 유체의 밀도이다. 식(2)는  $v_b$ 에 대한 2차 함수로 각 매개 변수의 값을 알고 있으면  $v_b$ 을 계산할 수 있다. 따라서 각각의 경로에서 발생하는 압력강하를 이용하여 다음과 같이 봉다발에 발생하는 항력을 계산할 수 있다.

$$F_H^v = C_D^v A^v \frac{\rho(v-v_b)^2}{2} \quad (3)$$

여기서  $A^v$ 는 봉다발의 수직방향 정사영에서 최외곽에 접하는 사각형의 면적(Fig. 1 (b))이다. 식 (3)은 수직으로 낙하할 때 발생하는 저항으로, 경사 낙하의 극한 경우이며 이를 이용하여 일반적인 낙하 각도에 대한 수력 저항을 유도하는데 사용할 수 있다.

### 3.2 수평 낙하시 수력 저항

수평낙하의 경우도 수직낙하와 마찬가지로 봉다발 영역에서의 항력을 예측하기 위하여 봉다발 내부와 외부로 흐르는 유동과 그 경계조건을 알아야 한다. Fig. 2 (b)와 같이 봉다발 내부는 복잡한 형상으로 인하여 외부보다 낮은 속도로 유체가 흐르게 되며, 외부는 이 내부 유속에 대한 상대적인 유속을 갖는다고 볼 수 있다. 이 두 경로는 봉다발의 입구와 출구에서 만나기 때문에 각각의 경로상에서 발생하는 압력 손실은 동일하다 가정하면, 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$C_D^h \frac{\rho(v-v_b)^2}{2} = 2n\zeta^h \rho v_{bm}^2 \quad (4)$$

여기서  $C_D^h$ 는 봉다발 외곽면을 경계로 하는 직육면체의 수평 낙하에 대한 항력 계수이며,  $\zeta^h$ 는 전체 봉다발의 압력강하계수,  $v_{bm}$ 은 봉간 간격이 가장 작은 위치에서의 내부 유속이다.  $\zeta^h$ 는 Table 1과 같다[7].  $v_b$ 와  $v_{bm}$ 은 봉다발 내부에서 연속 방정식에 의하여 다음의 관계를 갖는다.

$$v_{bm} = \frac{\eta}{\eta-D} v_b \quad (5)$$

여기서  $\eta$ 는 연료봉간 간격이다. 식 (4)은  $v_b$ 에 대한 2차

Table 1. Pressure Loss Through In-Line Tube Array[7]

Reynolds Number	2,000	8,000	20,000	40,000
Friction Factor $\left(\frac{\Delta p}{2\rho v_{in}^2}\right)$	0.11	0.11	0.10	0.09

Table 2. Pressure Loss Factor for Inclined Drop Direction of Rod Bundle[8]

Drop Angle (degree)	Inclined			Horizontal
	30	45	60	90
Factor	0.30	0.54	0.82	1.0

함수이므로 수직낙하와 동일하게 각 매개 변수의 값을 알고 있으면  $v_b$ 을 계산할 수 있다. 따라서 봉다발 외부로 흐르는 유동의 항력과 내부로 흐르는 유동의 압력강하는 조합하여, 다음과 같이 수평 낙하시 발생하는 수력 저항력( $F_H^h$ )은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$F_H^h = C_D^h A^h \frac{\rho(v-v_b)^2}{2} \quad (6)$$

$A^h$ 는 봉다발의 수평방향 정사영 최외곽에 접하는 사각형의 면적이다(Fig. 1 (b)). 식 (6)은 수평으로 낙하할 때 발생하는 저항으로, 경사 낙하의 극한 경우이며 이를 이용하여 일반적인 낙하 각도에 대한 수력 저항을 유도하는데 사용할 수 있다.

### 3.3 경사 낙하시 수력 저항 및 충돌 속도

상기에서 논의된 수직 및 수평 낙하는 일반적인 경사 낙하의 두가지 극한이며, 이를 이용하여 일반적인 경우에 대한 낙하 저항을 예측할 수 있다. Idelchik[8]은 경사진 봉다발에서의 압력강하는 수평 봉다발의 압력강하에 대한 비율( $r$ )로 Table 2과 같이 정리하였다. 낙하각도가  $0^\circ$ 인 경우를 0이라고 가정하였을 때,  $r$ 은 다음과 같이 단순하게 근사화 될 수 있다.

$$r = \sin^2\theta \quad (7)$$

여기서  $\theta$ 는 낙하 방향에 대한 연료봉 다발의 각도이다. 압력강하는 정사영 면적에 곱해져 항력으로 작용하게 되므로

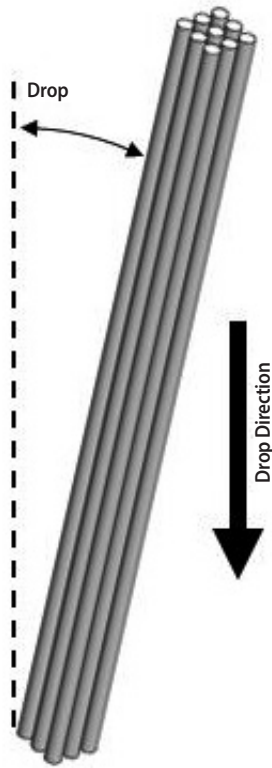


Fig. 3. Inclined Drop Diagram.

이 비율은 항력에도 동일하게 적용할 수 있다. 이는 봉다발의 양 끝단이 고려되지 않은 형상에 대한 압력강하인데, Fig. 3 과 같은 실제 봉다발의 경사 낙하는 양 끝단이 존재한다. 따라서 수평 낙하뿐 아니라 수직 낙하 수력 저항도 함께 고려하여야 한다. 수평 낙하와 수직 낙하는 서로 직각 관계를 가지므로 수직 낙하에 대해서  $\cos^2\theta$ 의 비율을 가정하여 경사 방향으로 작용하는 항력( $F_H^i$ )은 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$F_H^i = rF_H^h + \cos^2\theta F_H^v \tag{8}$$

식 (8)은 최대값이 수평 낙하, 최소값이 수직 낙하인 함수로 경사 낙하에 적용할 수 있다.

낙하하는 핵연료의 낙하 각도는 변하지 않는다고 가정하였으며, 연료봉 및 간격은 17×17 핵연료 기준으로 하였고 길이는 0.5 m로 하였다. 낙하 조건에 대한 변수는 Table 3과 같다. 수직낙하에 대한  $C_D^v$ 는 유동방향으로 긴 사각 관에 대한 항력계수인 0.95를, 수평 낙하에 대한  $C_D^h$ 는 모서리가 둥근 정사각형의 단면에 대한 항력계수인 1.3을 사용하였으며,

Table 3. Drop Condition

Parameter	Identification	Value	Dimension
Gravity Constant	g	9.81	m/s <sup>2</sup>
Drop Distance		6.1	M
Drop Angle	$\theta$	0, 30, 45, 60, 90	degree
Water Density	$\rho$	998.2	kg/m <sup>3</sup>
Water Viscosity	$\mu$	1.01E-03	Pa·s

Table 4. Theoretical Calculation Results of 3×3 Rod Bundle Drop Time and Impact Velocity

Angle(deg)	Drop Time(s)	Impact Velocity(m/s)
0	1.330	8.189
30	2.027	3.576
45	2.602	2.572
60	3.079	2.111
90	3.492	1.832

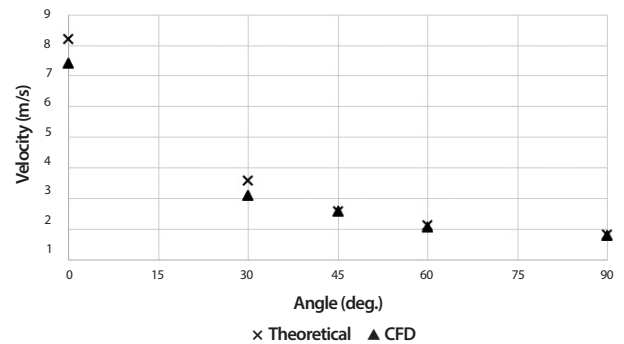


Fig. 5. 3×3 Rod Bundle Impact Velocity Calculation Result.

봉다발 입구부에서의 압력강하계수  $K_{in}$ 은 0.5를 출구부에서의 압력강하 계수  $K_{out}$ 은 1.0을 사용하였다[7]. 마찰계수  $f$ 는 층류와 난류에 대하여 각각 레이놀즈수에 대한 함수로 적용하였다[9].  $m_a$ 는 봉다발 부피에 해당하는 유체 질량을 사용하였으며, 낙하 거리는 6.1 m, 시간 증분은 오차 분석을 통하여 0.001 초로 설정하여 계산하였다. 시간에 대한 적분은 오일러 방법을 사용하였다. 계산 결과는 Table 4 및 Fig. 5와 같다.

Table 5. 3×3 Rod Bundle Total Hydraulic Resistance Force( $F_H$ )

Velocity (m/s)	Net Resistance Force (N)				
	0°	30°	45°	60°	90°
0.1	0.020	0.029	0.054	0.075	0.095
0.2	0.023	0.020	0.172	0.250	0.324
0.5	0.078	0.773	1.288	1.755	2.093
1	0.319	2.752	4.545	6.435	7.830
2	1.234	9.689	15.452	23.353	30.282
5	7.842	63.911	84.620	123.304	178.494
10	31.18				

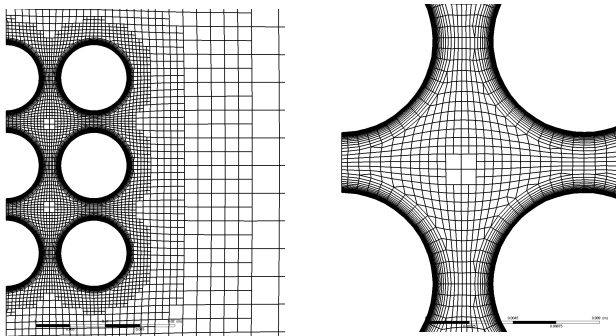


Fig. 4. Mesh of 3×3 Rod Bundle.

## 4. CFD 방법에 의한 3×3 연료봉 다발 낙하 충돌 속도 예측

### 4.1 CFD 해석 설정

3×3 연료봉 다발 모델에 대하여 각 유속 및 각도에 대한 수력 저항력을 Fluent을 이용하여 계산하였다. 해석 격자는 Cut-cell 방식으로 작성된 육면체로, 개수는 약 868만개이며 봉다발 영역에서의 해석 격자 형상은 Fig. 4와 같다. 난류 모델은 다양한 연구에서 Reynolds Stress 모델, RNG k-ε 모델 등이 검증된 바 있으며[10,11], 본 연구에서는 Conner 등[12]에 의해 검증된 RNG k-ε 모델과, Chang 등[13]에 의해 사용된 Enhanced Wall Treatment를 적용하였다. 전체영역에서 y+는 1이하로 유지하였다.

해석영역은 그 크기에 대한 항력의 민감도 분석을 통하여

Table 6. Curve Fitting Equation for  $F_H$  of 3×3 Rod Bundle

Angle(degree)	Approximated Equation for $F_H$
0	$0.31092v^2+0.00949v+0.00138$
30	$2.62238v^2-0.36925v+0.17423$
45	$3.04552v^2+1.74838v-0.225575$
60	$4.32812v^2+3.15095v-0.61629$
90	$6.85618v^2+1.47487v-0.26743$

각 방향으로 5 m인 정육면체로 설정하였고, 해석 모델은 그 중앙에 위치시켰다. 중앙 평면은 대칭으로 하여 해당 모델의 절반에 대해서만 해석을 수행하였다. 설정된 낙하 각도는 0°, 30°, 45°, 60°, 90°로 이론적 방법과 동일하며, 속도에 대한 경향을 파악하기 위하여 각 낙하각도에서 0.1 m/s, 0.2 m/s, 0.5 m/s, 1 m/s, 2 m/s, 5 m/s, 7 m/s의 유속에 대해 해석이 수행되었다. 유동의 각도와 속도는 직교좌표계에서 각 방향에 대한 속도 성분으로 계산하여 해석 경계에서 속도 입력으로 적용하였다.

### 4.2 CFD 해석 결과 및 비교

연료봉 다발의 각 낙하 각도 및 속도에 대한 해석 결과에서 항력을 측정하였고, 그 결과는 Table 5와 같다. 연료봉 다발의 낙하속도를 계산하기 위하여 이를 속도에 대한 함수로 곡선 맞춤(curve fitting)하였다. Table 6은 각 낙하, 각도에 대하여 항력을 속도에 대한 함수로 곡선 맞춤한 결과이다.

Table 7. 3×3 Rod Bundle CFD Calculation Result

Angle(deg.)	Drop Time(Sec)	Impact Velocity(m/s)
0	1.381	7.406
30	2.240	3.101
45	2.616	2.564
60	3.152	2.061
90	3.575	1.787

이를 식 (1)에 적용하면 각 낙하각도에 대한 봉다발의 낙하속도를 계산할 수 있다. 낙하 거리 및 시간 증분은 이론적 방법과 동일하게 6.1 m, 0.001초로 설정하였고 오일러 방법으로 시간에 대해 적분하였다. CFD 결과에서 계산된 낙하속도는 Table 7 및 Fig. 5와 같다.

Fig. 5로부터 이론적 방법의 계산 결과는 CFD 해석 결과와 유사함을 알 수 있다. 0°에서 약 10.6%, 90°에서 약 2.6%의 차이를 보여주며, 30°에서 최대 15.3%까지 차이가 발생하였다. 이는 이론 계산 과정에서 고려하지 못한 내외부 유동의 연속성과 봉다발 입출구부 및 채널 내부 효과 등 여러 가지 복잡한 요인에 의한 것으로 판단된다. 이론적 계산 결과는 CFD 결과보다 값이 더 크게 나타났으며, 이는 이론적 계산 결과가 더 보수적임을 나타낸다.

## 5. 결론

핵연료 저장조에서 핵연료 취급시 낙하 사고가 발생할 수 있고, 이는 피복관의 파손으로 이어질 수 있다. 특히 사용후 핵연료의 경우 구조적 취약하므로 이와 같은 사고에서 건전성을 평가하는 것은 매우 중요하다. 본 연구에서는 이러한 건전성 평가의 일환으로 연료봉 다발이 수조바닥에 충돌하는 속도를 이론적 방법과 CFD 해석을 통해 분석하였다. 3×3 연료봉 다발에 대하여 이론적 방법은 CFD 해석 결과와 유사함을 확인할 수 있다. 이론적 방법에 의한 계산은 CFD 계산에 비하여 충돌 속도를 더 크게 예측하는 것으로 평가되었다. 높은 충돌 속도는 핵연료 손상 평가의 관점에서 보수적인 조건이므로, 이론적 방법에 의한 계산은 핵연료 수중 낙하 사고시 충돌 속도 계산에 활용할 수 있을 것으로 판단된다. 한편 본 연구에서 개발된 방법은 크기가 작은 봉다발을

모델로 하여, 상하단고정체 및 지지격자가 포함되지 않으므로 핵연료의 낙하속도를 직접 예측하기에는 무리가 있지만, 추가적인 개발을 통하여 실물 크기의 핵연료의 낙하속도를 예측하기 위한 예비 해석으로서 활용할 수 있을 것으로 판단된다. 이에 대한 검증 및 적용성 평가를 위하여 3×3 연료봉 다발 및 실물크기의 집합체에 대한 실험 및 대용량컴퓨터를 이용한 해석 등이 시행될 필요가 있다.

## 감사의 글

본 연구는 “사용후핵연료 기계적 건전성 평가를 위한 해석 방법론 개발 (과제번호: 2014171020166C)”의 지원으로 수행되었으며, 저자들은 관계자 여러분께 감사드립니다.

## REFERENCES

- [1] United States Nuclear Regulatory Commission, “Standard Review Plan for the Review of Safety Analysis Reports for Nuclear Power Plants”, U.S. NRC NUREG-0800, 15.7.4 (1981).
- [2] United States Nuclear Regulatory Commission, “Control of Heavy Loads at Nuclear Power Plants”, U.S. NRC NUREG-0612, 2.1 (1980).
- [3] United States Nuclear Regulatory Commission, “Assumptions Used For Evaluating The Potential Radiological Consequences of a Fuel Handling Accident in the Fuel Handling and Storage Facility for Boiling and Pressurized Water Reactors”, U.S. NRC Regulatory Guides 1.25 (1972).
- [4] H.J. Wu, C.C. Tseng, and S.C. Cheng, “A Numerical Analysis for a BWR Fuel Assembly Drop Event”, J. Nucl. Sci. Technol., 43(9), 1068-1073 (2006).
- [5] W. Zhao, J. Liu, W. Stilwell, B. Hempy, and Z. Karoutas, “Modeling Nuclear Fuel Rod Drop with LS-DYNA”, 13th International LS-DYNA Users Conference, Detroit (2014).
- [6] American National Standards Institute(ANSI)/Ameri-

- can Nuclear Society(ANS)-57.5-1996, Light Water Reactors Fuel Assembly Mechanical Design and Evaluation (2006).
- [7] R.D. Blevins , “Applied Fluid Dynamics Handbook”, Krieger, Florida (2003).
- [8] I.E. Idelchik, “Handbook of Hydraulic Resistance”, 3rd Edition, CRC Press, London (1994).
- [9] F. M. White, “Fluid Mechanics”, 5th Edition, McGraw-Hill, New York (2002).
- [10] C.C. Liu, Y.M. Ferng, and C.K. Shih, “CFD Evaluation of Turbulence Models for Flow Simulation of the Fuel Rod Bundle with a Spacer Assembly”, Appl. Therm. Eng., 40, 389-396 (2012).
- [11] G. Hazi, “On Turbulence Models for Rod Bundle Flow Computations”, Ann. Nuclear Energy, 32(7), 755-761 (2005).
- [12] M.E. Conner, E. Baglietto, and A.M. Elmahdi, “CFD methodology and validation for single-phase flow in PWR fuel assembly”, Nucl. Eng. Des., 240(9), 2088-2095 (2010).
- [13] D. Chang and S. Tavoularis, “Numerical simulation of turbulent flow in a 37-rod bundle”, Nucl. Eng. Des., 237(6), 575-590 (2007).