IRWST 환형관 실험장치 내의 수소화염 가속현상에 대한 CFD 해석 연구

강 형 석,¹ 하 광 순,² 김 상 백,² 홍 성 완²

¹한국원자력연구원, 열수력안전연구부

²한국원자력연구원, 중대사고·중수로안전연구부

CFD ANALYSIS FOR HYDROGEN FLAME ACCELERATION IN THE IRWST ANNULUS TEST FACILITY

H.S. Kang,¹ K.S. Ha², S.B. Kim² and S.W. Hong²

¹Thermal Hydraulics Safety Research Division, Korea Atomic Energy Research Institute

²Severe Accident & PHWR Safety Research Division, Korea Atomic Energy Research Institute

We developed a preliminary CFD analysis methodology to predict a pressure build up due to hydrogen flame acceleration in the APR1400 IRWST on the basis of CFD analysis results for test data of hydrogen flame acceleration in a scaled-down test facility performed by Korea Atomic Energy Research Institute. We found out that ANSYS CFX-13 with a combustion model of the so-called turbulent flame closure and a model constant of $A = 5.0$, a grid model with a hexahedral cell length of 5.0 mm, and a time step size of 1.0×10^{-5} s can be a useful tool to predict the pressure build up due to the hydrogen flame acceleration in the test results. Through the comparison of the simulated results with the test results, we found out that the proposed CFD analysis methodology enables us to predict the peak pressure within an error range of about $\pm 29\%$ for the hydrogen concentration of 19.5%. However, the error ranges of the peak pressure for the hydrogen concentration of 15.4% and 18.6% were about 66% and 51%, respectively. To reduce the error ranges in case of the hydrogen concentration of 15.4% and 18.6%, some uncertainties of the test conditions should be clarified. In addition, an investigation for a possibility of flame extinction in the test results should be performed.

Key Words : 핵연료재장전수조(In-Containment Refueling Water Storage Tank), 수소연소(Hydrogen Combustion), 화염가속 (Flame Acceleration)

1. 서 론

한국원자력연구원에서는 APR1400(Advanced Power Reactor 1400 MWe)에 대해서 가상적인 전원상실사고시 격납용기 내부의 수소분포 거동에 대한 수치해석을 수행하였다[1]. 그리고 예측된 수소분포 결과를 바탕으로 7 λ criteria[2]를 적용하

여 수소연소 발생시 폭연에서 폭굉으로 천이(Deflagration to Detonation Transition)가 일어나는 지를 평가하였다[1]. 평가결과에 의하면, 격납용기 하부에 위치한 환형관 형태의 IRWST (In-Containment Refueling Water Storage Tank) 격실 내에서 약 20%~30%의 수소농도를 가진 수소-공기 혼합기체가 분포하여서 DDT가 발생할 가능성이 있다[1]. 7 λ criteria는 수소-공기 혼합기체의 분포영역이 detonation cell length (λ)의 7배 이상하면 DDT가 발생하는 것으로 가정하였다. 그러나 이 가정은 수소농도 20%~30% 일 때 λ 가 약 0.5 cm~3 cm인 것과 APR1400 IRWST의 내경과 높이가 각각 32.3 m와 4.87 m인 것을 고려하면 매우 보수적인 기준으로 판단된다[1,3]. 또한, 7 λ criteria는 DDT 발생의 가능성만을 평가하기 때문에,

Received: July 25, 2012, Revised: September 16, 2012,

Accepted: September 17, 2012.

* Corresponding author, E-mail: hskang3@kaeri.re.kr

DOI http://dx.doi.org/10.6112/kscfe.2012.17.3.075

© KSCFE 2012

Fig. 1 Schematic diagram of test facility

DDT가 발생하지 않는 조건에서는 수소연소 및 화염가속으로 인한 압력증가를 예측할 수 없다. 그러나 수소연소에서는 DDT가 발생하지 않더라도 화염가속으로 인해서 압력이 약 10 bar 이상으로 상승할 수 있기 때문에 화염가속시의 압력증가를 예측할 수 있는 방법이 필요하다[4,5].

수소연소의 DDT 발생에서는 화염이 구조물을 지나갈 때 생성되는 난류가 화염을 가속시키는 역할을 하기 때문에 구조물의 기하학적 모양이 중요하다[4,5]. 그래서 환형관 모양의 IRWST의 기하학적 특성을 잘 모사하여 수소화염의 DDT 발생여부를 평가할 수 있는 방법을 개발하기 위해서 전산유체역학(Computational Fluid Dynamics) 기법을 도입하였다. CFD 해석에서는 예측된 화염속도와 압력 값을 폭굉에 대한 이론적인 모델과 실험[3]에서 제시된 값과 비교하여 DDT 발생여부를 평가할 수 있다. 그러나 CFD 해석기법은 사용된 격자모델과 수치모델 등에 따라서 해석결과가 달라질 수 있다. 따라서 실험결과에 대한 CFD 검증해석을 수행하여 최적의 CFD 해석방법론을 제시하는 것이 필요하다[4,6]. 그래서 본 연구에서는 수소화염 가속현상에 대한 최적 CFD 해석방법론을 개발하기 위한 일환으로, IRWST의 실험장치에서 수행된 수소농도 15.4%, 18.6% 및 19.5% 일 때 구조물이 없고 환기구가 밀폐된 조건의 화염가속 실험결과[7]에 대하여 CFD 해석을 수행하였다.

Table 1 Dimension of APR1400 IRWST and test facility

Design Factor	APR1400 IRWST	Test Facility	Ratio
D_i (m)	32.3	0.8	40
d (m)	5.74	0.142	40
H (m)	4.87	0.121	40
H_w (m)	3.5052	0.0868	40
H_s (m)	1.3716	0.0340	40
Path (m)	119.5	2.96	40
Area (m^2)	7.873	0.00483	$(40)^2$
Aspect	4.18	4.180	1
$(Path)^2/Area$	1814	1814	1

Fig. 2 Measurement locations in test facility (top view)

2. IRWST 수소화염 가속실험

2.1 실험장치 및 조건[7]

APR1400의 IRWST는 격납용기 하부에 내경 32.30 m와 폭 5.74 m의 환형관 형태로 설치되어 있으며, 수조수가 전체 높이 4.87 m 중 에서 3.50 m까지 채워져 있다[8].

IRWST 실험장치는 길이 비율은 1/40로 축소되었지만, 수소화염이 전파되는 공간의 중형비와 화염경로의 제곱 대 면적 비율은 1을 유지하였다(Fig. 1과 Table 1). 그리고 IRWST 실험장치는 안전을 위하여 설계압력인 약 10 bar인 LAVA (Lower-plenum Arrested Vessel Attack) 압력용기 내부에 설치되었다. 실험장치의 높이(H)는 0.121 m로 제작되었지만 수조수가 채워져야 하는 높이(H_w) 0.0868 m는 고려하지 않고 밀폐하였기 때문에, 실제로 실험장치 내에 수소가 채워지는 높이(H_s)는 0.034 m이다(Fig. 1). 실험절차는 먼저 실험조건에 해당하는 양의 수소를 공기가 채워져 있는 실험장치 내로 주입한 다음, 실험장치 외부의 펌프 2대를 사용해서 수소와 공기를 혼합한다(Fig. 1). 그 후에 수소농도를 확인하기 위해서 점화기에서 시계 방향으로 45° 지점의 실험장치 상부표면에 위치한 직경 6.25 cm의 배기구를 통하여 수소를 채워하여 측정하였다. 그리고 전기 스파크 점화기를 사용하여 점화시킨 후, 시간에 따른 수소화염의 전파특성을 온도와 정압력 계측기를 사용하여 측정하였다. 점화기와 계측기가 실험장치 내에서 원주방향으로 설치된 위치는 Fig. 2에 나타나 있고, 설치된 높이는 환형공간의 중간 높이인 0.017 m 이다. 수소농도 19.5% 실험에서는 온도는 5곳(T2-1, T4-1, T4-3, T6-1, T9-1), 압력은 1 곳(P2)에서만 계측되었다. 계측시간 간격은 수소농도 19.5%에서는 0.0001 s, 그 외의 조건에서는 0.01 s 이었다.

Fig. 3 Flame front TOAs along the counter clockwise direction from ignition point

Fig. 4 Comparison of flame front TOAs between the clockwise and counter clockwise direction

2.2 실험결과 분석

수소 농도가 11.8%, 12.5%, 15.4%, 18.6% 및 19.5% 일 때의 각 온도계측기(Fig. 2)에 도달한 화염도달시각(Flame Front Time Of Arrival)과 P2에서의 압력 측정결과는 Figs. 3~5에 나타나 있다. 실험결과를 화염도달시각으로 표현한 이유는 환형공간 내에서는 화염이 원주방향을 따라서 균일하게 전파되지 않을 수 있는데, 이때는 화염속도를 정의하기가 어렵기 때문이다. 화염도달시각은 각 온도계측기의 반응시간을 고려하

Table 2 Flame front TOAs at T1-1, T2-1, T4-1 and T5-3 (Unit: s)

H2 Concentration	T1-3	T2-1	T4-3	T5-3
11.8%	0.4250	0.6180	1.3170	1.7980
12.5%	0.3070	0.4078	0.7410	0.9050
15.4%	0.1860	0.2269	0.3090	0.3480
18.6%	0.1150	0.1479	0.1700	0.1910
19.5%	None	0.0432	0.0520	None

Fig. 5 Static Pressures at P2

여 예측된 최고 온도의 25%에 온도가 도달하면, 그 시각에 수소화염이 도달한 것으로 가정하였다.

수소농도 11.8%~19.5%에서 측정된 화염도달시각을 비교해보면(Fig. 3), 수소농도가 증가할수록 수소화염이 점화기에서 반시계 방향으로 T2-1에서 T4-3까지 전파하는데 걸리는 시간이 약 0.6988 s에서 약 0.0088 s으로 감소한다(Table 2). 그리고 수소농도 12.5%, 15.4% 및 18.6%에서는 수소화염이 점화기로부터 반시계 방향으로 T1-1까지는 상대적으로 느린 속도로 도달했으나, T1-1를 지난 후부터 가속되기 시작하였다. 그러나 수소화염이 T4-3을 통과하면서 가속현상이 사라지면서 T5-3에 천천히 도달하였다. 이와 같은 감속현상이 나타나는 이유는 수소화염이 점화기를 중심으로 대칭적으로 전파되기 때문에, 점화기 반대편에 위치한 T5-3 주변에서는 양방향에서 전파해오는 수소화염으로 인해서 형성된 고압력 영역이 T5-3으로 향해오는 화염전파를 방해하기 때문인 것으로 판단된다. 수소화염의 대칭적인 전파특성을 확인하기 위해서 각 수소농도에서 시계 방향(Clockwise)과 반시계 방향(Counter Clockwise)으로의 화염도달시각을 비교해 보았다(Fig. 4). 비교한 결과에 의하면, 모든 수소농도에서 수소화염이 점화기를 중심으로 대칭적으로 전파되지만 점화기에서 반시계 방향으로의 화염전파가 시계 방향의 화염전파보다 약 10%~30% 정도 빠른 것으로 나타났다. 이런 현상의 이유 중의 하나는 초기 수소농도 분포가 완전히 균일하지 않았기 때문일 수도 있

Table 3 Calculated combustion energies according to H₂ Concentrations in the IRWST test facility

Measured H2 Concentration	Calculated H2 moles	Calculated Combustion Energy
11.8%	1.00E-02	2424.5 J
12.5%	1.13E-02	2721.4 J
15.4%	1.70E-02	4106.5 J
18.6%	2.47E-02	5969.6 J
19.5%	2.74E-02	6632.0 J

Fig. 6 Comparison of pressure behaviors at P1, P2, and P3 and flame front TOAs according to H₂ concentrations

는 것으로 판단된다.

수소농도에 따른 수소화염 가속현상에 의해서 점화기의 반대편에 위치한 P2에서 측정된 최고 압력은 수소농도 11.8%에서는 약 1.82 bar인데, 수소농도 19.5%에서는 약 4.09 bar까지 증가하였다(Fig. 5). 특히, 수소농도 15.4%에서부터는 압력이 급격히 증가하는 것을 알 수 있다. 이것은 수소농도가 증가할수록 수소와 공기의 연소반응(식 (1))에 의해 발생하는 연소에너지(Table 3)가 증가하여 연소된 기체의 온도와 팽창력이 상승하게 되면서 수소화염이 가속되고, 화염속도의 제곱에 비례해서 압력이 증가하기 때문인 것으로 판단된다[9]. 그러나 수소농도 19.5%에서의 최고 압력 4.09 bar는 수소농도 18.6%와 15.4%에서의 최고 압력 3.37 bar와 2.90 bar에 비교하면, 수소농도 증가율에 비하여 최고 압력 값은 많이 증가한 것으로 판단된다. 이것은 수소농도 19.5%와 수소농도 18.6% 및 15.4% 실험에서 다른 계측시간 간격을 사용한 것이 영향을 미쳤을 수도 있다. 따라서 동일한 계측시간 간격을 사용한 실험을 추가로 수행하여, 계측시간 간격의 변화가 최고 압력 값에 미치는 영향을 정량적으로 평가할 필요가 있다.

$$a = \sqrt{\gamma RT} \quad (2)$$

Fig. 7 Grid model of IRWST test facility

수소농도 11.8%, 12.5%, 15.4% 및 18.6%에서는 IRWST 실험장치 내의 P1과 P3에서 측정된 압력 거동이 P2에서 측정된 압력 거동과 거의 유사하다. 단지, P2에서의 최고 압력이 P1과 P3에서의 최고 압력보다 약 2% 정도 높을 뿐이다. 그 이유 중의 하나는 수소-공기 혼합기체의 압력과 속도가 293 K에서 약 400 m/s[10]인 반면 P1과 P2 및 P2와 P3 사이의 거리가 약 0.74 m로 매우 가깝기 때문에 P1, P2, 및 P3 사이의 압력과 전파가 약 0.00185 s 내에 이루어지기 때문인 것으로 판단된다. 또한 압력파의 속도는 식 (2)와 같이 수소-공기 혼합기체의 온도가 상승하면 증가하게 된다. 다른 이유는 수소화염이 한 방향으로만 전파되는 직선관 형태의 실험장치[5]와는 달리, 환형관 내에서는 수소화염이 점화기를 중심으로 대칭적으로 전파되기 때문에 뚜렷한 압력구배 현상이 사라지기 때문인 것으로 추정된다. Fig. 6에 의하면, 모든 수소농도에서 수소화염이 T4-3에 도착하기 전에 P2의 압력은 이미 최고 값에 도달하는 것으로 나타났다. 이것은 실험장치 내의 P1과 P3 지역에서 각각 연소에너지에 의해서 발생된 압력파가 P2 지역에서 만나서 중첩현상이 발생했기 때문인 것으로 판단된다.

3. CFD 해석

IRWST 수소화염 가속실험에 대한 CFD 해석은 수소 연소시 DDT가 발생할 수 있는 이론적인 수소농도 조건이 15.8%~59.7%[11] 인 것을 고려하여, 실험조건 중에서 수소 농도가 15.4% 18.6% 및 19.5%인 경우에 대해서만 수행하였다.

3.1 격자모델과 초기 및 경계조건

CFD 해석을 위한 격자모델은 ICEM-CFD[12]를 사용하여 IRWST 환형관 실험장치를 내경 800 mm, 외경 1084 mm 및 높이 34 mm로 모사하여 생성하였다(Fig. 7). 본 격자모델에서는 실험에서 사용된 온도계측기는 직경이 0.5 mm이어서, 화염 전파에 큰 영향을 미치지 않을 것으로 판단하여 고려하지 않았다. 또한, 본 CFD 해석을 위한 기본 격자모델은 격자 셀 크기를 약 5.0 mm로 해서 정육각형 모양으로 총 120,176개를 생성하였다. 그리고 격자모델 민감도 분석을 위해서는 APR1400 IRWST에 대한 적용성을 고려하여 격자 셀 크기를

Fig. 8 Temperature distribution by the ignition model at 14.08 ms (H₂ 18.6%)

약 2.5 mm와 10.0 mm로 변화시키면서 격자모델(Table 4)을 각각 생성하여 수소농도 18.6%에 대해서만 CFD 해석을 수행하였다.

CFD 해석에서 수소-공기 혼합기체에 대한 초기 조건은 IRWST 실험조건인 수소 농도와 실험에서 측정된 초기 온도 [7]를 사용하여 지정하였다. 격자모델 벽면에 대한 열전달 경계조건은 실험장치 외부인 LAVA 압력용기 내의 대기 조건을 측정하지 않았기 때문에, 수소-공기 혼합기체의 평균 초기 온도인 290 K로 가정하여 상수로 지정하였다. 복사열전달 해석에 필요한 벽면의 방사계수는 실험장치의 재질이 스테인레스강과 초기 온도가 290 K 인 것을 고려하여 0.2로 고정하였다 [13]. 그러나 향후의 추가 실험에서 실험장치 외부로 전달되는 열량이 계측되면, 실험장치 벽면의 온도 변화에 따라서 방사계수 값을 변화시키면서 CFD 해석을 수행할 계획이다. 난류유동 계산을 위한 k 와 ϵ 의 초기조건의 값은 각각 $1.0 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}^2$ 과 $1.0 \times 10^{-4} \text{ m}^2/\text{s}^3$ 로 하였다.

일반적으로, CFD 해석에서는 전기스파크에 의한 점화현상과 층류유동에서 난류유동으로 전환되는 현상을 정확하게 묘사하기가 어렵다[14]. 또한 수소화염은 점화 후에 약 5.0 mm~10.0 mm 정도를 층류화염 상태로 전파하면 Darrieus-Landau instability 현상 등에 의하여 화염표면에 굴곡(wrinkling)이 발생하면서 난류유동으로 전환되는 것으로 알려져 있다[11,15]. 그래서 순간적인 점화현상을 직접 모델링하지 않고 점화 후 수소화염이 10 mm를 이미 전파했다고 가정하

여, 10 mm를 반경으로 가진 3차원 구(sphere)를 연소된 영역으로 처리하였다(Fig. 8). 이때의 시간은 수소화염 전파거리인 10 mm를 층류화염 속도[16]로 나눠서 구하였다. 연소된 영역인 3차원 구에 대한 온도는 보수적으로 단일화염온도 조건 [11]을 사용하여 구하였으나(Table 5), 압력은 IRWST 실험장치 내에서 계측된 초기 압력 값을 사용해서 지정하였다. 이것은 반경 10 mm의 3차원 구의 체적이 IRWST 실험장치 체적의 약 0.001% 미만이기 때문에, 연소된 구 내부에서 층류화염 속도로 연소되어 증가된 압력은 짧은 시간 안에 구 외부 영역으로 전파될 것으로 판단했기 때문이다.

3.2 수소화염 가속현상 해석모델 및 방법

IRWST 실험장치 내의 수소-공기 혼합기체의 화염가속 현상에 대한 CFD 해석을 수행하기 위해서 지배적인 물리적 현상을 화학반응 유동, 압축성 유동, 난류 유동, 부력 유동 및 복사열전달로 가정하였다. 이와 같은 물리적 현상을 해석하기 위해서 ANSYS CFX-13[17]의 질량보존, Navier-Stokes 운동량 및 총에너지(total energy) 방정식을 사용하였다(식 (3)~(5)). 부력 유동을 모사하기 위해서는 full buoyancy model[17]을 사용하였다. 난류 유동장을 해석하기 위해서는 기존 연구[18]에서 타당한 결과를 생산한 SST-DES(Shear Stress Transport-Detached Eddy Simulation) 모델(식 (6)~(8))과 automatic wall treatment[17]를 사용하였다. 연소 유동장을 해석하기 위해서 TFC(Turbulent Flame Closure) 연소모델(식 (9)~(10))과 laminar flamelet PDF (Probability Density Function) library를 사용하였다[17]. 복사열전달 해석을 위해서는 식 (11)의 DTM(Discrete Transfer Model)[16,17]를 사용하였고, 수소-공기 혼합기체의 생성물인 수증기(H₂O)에 의한 광자흡수계수는 Plank가 제안한 모델을 사용하였다[13].

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V}) = 0 \quad (3)$$

$$\frac{\partial (\rho \vec{V})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V} \otimes \vec{V}) = -\nabla P + \nabla \cdot [\mu_{eff} (\nabla \vec{V} + (\nabla \vec{V})^T)] + (\rho - \rho_{ref}) \vec{g} \quad (4)$$

$$\frac{\partial (\rho h_t)}{\partial t} - \frac{\partial P}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V} h_t) = \nabla \cdot \left[\lambda \nabla T + \frac{\mu_t}{Pr_t} \nabla h \right] + \nabla \cdot (\vec{V} \cdot \tau) \quad (5)$$

Table 4 Mesh distributions of grid models

	Total No. of Cells (= Width × Circumference × Height)
Case-1	120,176 (29 × 592 × 7)
Case-2	944,832 (57 × 1184 × 14)
Case-3	16,576 (14 × 296 × 4)

Table 5 Parameters of ignition model

H2 Con.	Laminar Flame Speed	Radius of Burned Region	Temp. of Burned Region
15.4%	0.50 m/s	0.01 m	1530 K
18.6%	0.71 m/s	0.01 m	1800 K
19.5%	0.83 m/s	0.01 m	1825 K

$$\frac{\partial(\rho k)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V} k) = \widetilde{P}_k - \beta^* \rho \omega k + \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{k1}} \right) \nabla k \right] \quad (6)$$

$$\frac{\partial(\rho \omega)}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \vec{V} \omega) = \nabla \cdot \left[\left(\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_{\omega 1}} \right) \nabla \omega \right] + \frac{\alpha}{\nu_t} P_k - \beta \rho \omega^2 + (1 - F_1) 2 \rho \sigma_{\omega 2} \frac{1}{\omega} \nabla k \nabla \omega \quad (7)$$

$$\mu_{eff} = \mu + \min \left[\frac{\rho k}{\omega}; \frac{a_1 \rho k}{SF_2^2} \right] \quad (8)$$

$$\frac{\partial(\rho \tilde{c})}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho \tilde{c}) = \nabla \cdot \left[\left(\rho D + \frac{\mu_t}{\sigma_c} \right) \nabla \tilde{c} \right] + \rho_u S_T |\nabla c| \quad (9)$$

$$S_T = A G u'^{3/4} S_L^{1/2} \lambda_u^{-1/4} l_t^{1/4} \quad (10)$$

$$\frac{\partial I_\nu(r, s, t)}{\partial s} = - (K_{av} + K_{sv}) I_\nu(r, s, t) + K_a I_b(\nu, T) + \frac{K_s}{4\pi} \int_{4\pi} I_\nu(r, s, t) d\Omega \quad (11)$$

TFC 모델은 연소화염이 전파되는 정도를 averaged reaction progress($\tilde{c}$)의 수송방정식(식 (9))을 풀어서 구한다. $\tilde{c}$ 는 연소 반응이 순간적으로 발생할 확률을 의미하며, $\tilde{c}$ 가 1이면 연소 반응이 이미 일어난 것을 의미한다. 연소반응에 의한 반응물과 생성물 사이의 구성 비율은 laminar flamelet PDF library에 의해서 구한다[17]. 이때 계산되는 생성물의 양에 따른 연소 에너지에 의해서 유동장의 온도가 상승하게 된다. $\tilde{c}$ 의 수송 방정식에는 생성향으로 난류화염속도(S_T)를 묘사하는 상관식(식 (10))이 있다. 이 상관식은 층류화염속도(S_L), turbulent fluctuation(u'), integral length scale(l_t), 반응물의 열전도계수(λ_u) 및 stretching factor(G)에 의해서 결정된다. G 는 화염속도가 유동의 변형률(strain rate)이 큰 경우에는 감소되는 효과를 고려해 주기 위해서 도입되었다[17]. 모델상수인 A 와 G 는 기존 연구결과를 활용하여 각각 5.0과 1000으로 지정하였다[7,18]. 대류항 차분기법으로는 high resolution[17], 천이계산을 위해서는 backward Euler 2차 기법을 사용하였다. 천이계산의 계산시간 간격크기는 1.0×10^{-5} s로 하여 약 0.5 s 동안 계산하였다. CFD 해석의 수렴기준으로 모든 변수의 잔차(residual) 값이 1.0×10^{-4} 이하가 되도록 하였다. 그 이유는 CFD 해석에서 $\tilde{c}$ 의 수송방정식의 입력 변수인 연료의 혼합분율(mixture fraction) 값이[17] 약 1.0×10^{-2} 정도이기 때문이다.

3.3 CFD 해석결과 분석

CFD 해석결과를 실험결과와 비교하여 CFD 해석방법론의

Fig. 9 Temperature distributions on the plane of $z = 17$ mm as time passes (H_2 18.6%)

오차범위를 평가하기 전에 CFD 해석결과가 물리적으로 타당하고 신뢰성이 있는지를 먼저 검증해야만 한다. 그래서 수소농도에 따른 CFD 해석결과와 변화 정도와 수소농도 18.6% 일 때의 격자민감도 영향을 분석하였다.

3.3.1 수소농도에 따른 CFD 해석결과 분석

IRWST 실험의 수소농도가 15.4%, 18.6% 및 19.5% 일 때 수소화염이 가속되는 현상에 대해서 격자 셀 크기가 약 5.0 mm인 격자모델을 사용하여 수행한 CFD 해석결과는 Figs. 9~14에 나타나 있다. 수소농도 18.6% 일 때 시간에 따른 온도 분포 해석결과(Fig. 9)에 의하면, 점화모델에 의해서 수소

Fig.10 Pressure distributions on the planes of $z = 8.5$ mm, 17.0 mm, and 25.5 mm at 138.94 ms (H_2 18.6%)

연소가 시작된 후에 63.94 ms까지는 수소화염이 점화지점을 중심으로 대칭적으로 약 30° 부근까지 상대적으로 느리게 전파한다. 그 이후에는 실험장치 내벽을 따라 가속되면서 약 150° 부근까지 약 83.94 ms에 도달하는 것을 알 수 있다. 그러나 88.94 ms 이후에는 수소화염의 가속현상이 감소하여, 180° 지점에는 약 164 ms에 도달한 후에 약 201 ms까지 수소 연소가 계속 진행되는 것으로 나타났다. 이와 같이 수소화염의 전파가 원주방향으로 $150^\circ \sim 180^\circ$ 사이에서 감속하는 이유는 수소화염이 점화지점을 중심으로 대칭적으로 전파하기 때문에, 점화지점의 반대편인 180° 지점 부근에는 Fig. 10과 같이 국부적으로 높은 압력이 실험장치의 상, 하부에 걸쳐서 균일하게 형성되어서 수소화염의 진행을 방해하기 때문인 것으로 판단된다. 국부적인 고압력이 실험장치 높이 방향으로 균일하게 형성된 것은 실험장치의 높이가 34 mm로 작아서, 높이 방향에 따른 연소 유동장의 변화가 크지 않기 때문인 것으로 판단된다.

수소농도 18.6%의 CFD 해석결과에서 예측된 대칭적인 수소화염 가속현상 후의 감속현상은 수소농도 15.4%와 19.5%에서도 유사하게 나타났다. Fig. 11(a)는 수소화염이 점화기를 중심으로 대칭적으로 가속되다가 150° 지점(T4-1, T4-3, T6-1, T6-3)부터는 감속되기 시작하면서 180° 지점(T5-1, T5-3)까지는 상대적으로 느리게 도달하는 것을 나타내고 있다. Fig. 11(b)는 점화지점에서 시계 방향으로 30° 간격으로 균일하게 설치된 각 온도계측기 위치에서 예측된 화염도달시각과 그

(a) Flame front TOAs

(b) Difference of flame front TOAs

Fig. 11 Comparison of flame front of TOAs by CFD} analysis according to H_2 concentrations of 15.4%, 18.6%, and 19.5%

전 위치의 온도계측기에서 예측된 화염도달시각 사이의 차이를 나타낸 것이다. 수소화염이 전파해 갈수록, 이웃한 2개의 온도계측기 사이를 통과하는 시간이 감소하다가 T6-1과 T7-1부터는 다시 증가한다. CFD 해석에서도 화염도달시각은 실험과 동일하게 온도계측기 위치에서의 온도가 예측된 최고 온도의 25%에 도달하면, 그 시각에 화염이 도달한 것으로 가정하였다. 수소농도에 따른 화염도달시각(Fig. 11(a))은 수소농도가 19.5%에서 18.6%, 15.4%로 낮아질수록 느려지는 것으로 예측되었다. 이것은 수소농도가 낮아질수록 연소에너지의 양이 감소하여 연소된 기체의 온도와 압력이 낮아지면서 화염 전파 속도가 감소하기 때문인 것으로 판단된다. 이런 현상은 T8-1에서 수소농도에 따른 기체의 온도, 압력, 평균속도 및 난류에너지를 비교해보면 확인할 수 있다(Fig. 12). 또한 T8-1 위치에서 CFD 해석에 의해 예측된, 수소농도 19.5%, 18.6%, 15.4% 일 때의 최고 온도는 각각 2040 K, 1980 K, 1710 K으로 물리적으로 타당함을 알 수 있다.

수소농도 18.6% 일 때 점화지점에서 시계 방향으로 위치한 온도계측기에서, 시간에 따른 압력과 온도 거동은 Fig. 13에 나타나 있다. 각 온도계측기(T5-1 ~ T10-1) 위치에서 온도가 상승하기 시작하는 시각(Fig. 13(a))에는 차이가 있지만, 압

Fig. 12 Comparison of temperatures, pressures, velocities, and turbulent kinetic energies at T8-1 position by CFD analysis according to H_2 concentrations of 15.4%, 18.6%, and 19.5%

Fig. 13 Comparison of temperatures and pressures at T5-1, T6-1, T7-1, T8-1, T9-1, and T10-1 positions by CFD analysis at H_2 concentration of 18.6%

력거동(Fig. 13(b))은 거의 동일한 것으로 나타났다. 이것은 각 온도계측기 사이의 간격이 약 0.22 m인 반면 수소-공기 혼합 기체의 압력과 속도는 식 (2)에 의하면 약 400 m/s~900 m/s 이어서, 어떤 온도계측기 위치에서 수소연소로 인해 증가된 압력은 약 0.2 ms~0.5 ms 정도 안에 이웃한 온도계측기로 전파되기 때문인 것으로 판단된다. 특히, T5-1에서는 점화기를 중심으로 시계 방향과 반시계 방향으로 전파되는 수소화염에서 발생하는 압력파가 동시 도달하여 중첩되기 때문에 수소화염이 도달하기 전에 압력이 증가하는 것으로 판단된다. 이렇게 T5-1 주변에서 형성된 고압력은 T6-1에서 전파해오는 수소화염의 진행을 방해하는 것으로 추정된다.

수소농도 18.6%인 경우에 대해서 격자 셀의 크기를 5 mm(Case-1)에서 2.5 mm(Case-2)와 10 mm(Case-3)로 변화시키면서 격자모델 민감도 해석을 수행한 결과는 Fig. 14에 나타나 있다. Case-1과 Case-3은 약 0.5 s, Case-2는 약 0.3 s를 계산하였으며, 계산시간 간격의 크기는 모두 1.0×10^{-5} s 이다. Case-2와 Case-3에서도 각 온도계측기 위치에서 예측된 화염 도달시각의 전체적인 거동 특성인 점화기를 중심으로

Fig. 14 Comparison of flame front TOAs and pressures at T5-1 at H₂ 18.6% according to grid models

시계 방향(Clockwise)와 반시계 방향(Counter Clockwise)으로의 대칭적인 전파와 가속 후 감속되는 현상은 동일하게 나타났다(Fig. 14(a)). 그러나 T5-1과 T5-3을 제외한 모든 온도계측기 위치에서 Case-2가 Case-1에 비해서 화염도달시각이 최대 27% 정도 빨랐고, Case-3은 Case-1에 비해서 최대 44% 정도 느렸다. 수소화염이 점화기에서 시계방향으로 T6-3에서 T5-1으로 전파하는데 걸리는 시간은 Case-1과 Case-3이 각각 약 70.8 ms와 약 80.0 ms 이지만 Case-2는 약 22.0 ms으로 Case-1에 비하여 약 1.4배 정도 빨랐다.

Case-2의 격자모델을 사용한 압력거동은 다른 격자모델보다 T5-1에서의 압력의 거동(Fig. 14(b))에 요동이 많이 발생하였다. 이것의 이유는 T5-1 주변에서 형성된 고압력 분포와 양쪽에서 전파해오는 수소화염에서 발생한 압력파와의 상호작용 때문인 것으로 판단된다. 따라서 격자 셀의 크기가 점화기에서 T4-3까지의 수소화염 전파특성과 T5-1 부근에서 형성되는 국부적인 압력상승과 이로 인한 화염전파의 감속에 영향을 주고 있는 것을 알 수 있다. 그러나 본 CFD 해석의 최종적인 목표인 최고 압력 예측에서는 Case-2와 Case-3의 결과가

Fig. 15 Comparison of flame front TOAs along counter clockwise direction between test results and CFD results according to H₂ concentration of 15.4%, 18.6%, and 19.5%

Fig. 16 Comparison of pressure behaviors at P2 between test results and CFD results according to H₂ concentrations of 15.4%, 18.6%, and 19.5%

Case-1의 결과에 비해서 각각 약 19%와 약 8% 정도 차이여서 비교적 격자 셀 크기의 영향이 적은 것으로 판단된다. 이것은 정압력이 수소-공기 연소반응에서 발생하는 연소에너지에 의해 영향을 받는데, Case-1~Case-3의 수소농도가 18.6%로 동일하여 연소에너지의 양이 유사하기 때문인 것으로 판단된다. 수소농도 18.6%에 대한 CFD 해석에서 격자 셀 크기가 5.0 mm이고 계산시간 간격이 1.0×10^{-5} s 일 때 점화기에서 시계 방향으로 위치한 온도계측기(T5-1~T10-1) 위치에서 계산된 최고 CFL(Courant-Friddrichs-Lewy) 수는 약 1.75 이다.

3.3.2 실험결과와 CFD 해석결과의 비교

수소농도 15.4%, 18.6% 및 19.5%일 때의 IRWST 수소화염 가속현상의 실험결과에 대해서 Case-1의 격자모델을 사용해서

해석한 CFD 결과를 비교한 것은 Figs. 15~16에 나타나 있다. 수소농도 19.5% 일 때는 CFD 해석결과가 실험결과보다 각 온도계측기 위치에서의 화염도달시각을 약 30%~60% 정도 느리게 예측하였다(Fig. 15). 그러나 수소농도 18.6% 일 때는 약 0.4%~52%, 수소농도 15.4% 일 때는 약 18%~61% 정도 실험결과보다 빠르게 예측하였다. 이와 같이, 실험에서 측정된 각 온도계측기 위치에서 화염도달시각에 대한 CFD 해석의 예측결과는 최대 약 $\pm 60\%$ 까지 차이가 발생하였다. 그 이유는 CFD 해석에서 점화지점에서 T1-1 또는 T2-1까지의 화염전파 예측이 수소농도 15.4%와 18.6%에서는 실험결과보다 빠르고, 수소농도 19.5%에서는 실험결과보다 느리게 예측된 영향이 점화기 반대편에 위치한 T5-1과 T5-3 까지 지속되는 것으로 판단된다. 따라서 점화지점 주변에서 화염전파에 가장 큰 영향을 미치는 것으로 예상되는 점화모델을 모든 수소농도 조건에 동일하게 적용한 것을 보완할 필요가 있는 것으로 판단된다.

그러나 CFD 해석결과는 실험결과에서 나타난 전체적인 수소화염 전파특성인 가속 후 감속되는 경향은 Table 6과 같이 잘 예측하고 있다. Table 6에서 Ignitor와 T2-1, T2-1과 T4-1 및 T4-3과 T5-3의 사이의 간격은 점화기에서 반시계 방향으로 각각 60°, 90° 및 30° 이다(Fig. 2). 그리고 시계 방향으로 Ignitor와 T9-1, T9-1과 T6-1 및 T6-3과 T5-3의 사이의 간격도 각각 60°, 90° 및 30° 이다(Fig. 2). 수소농도 15.4%와 18.6% 일 때 T2-1과 T4-1 사이 구간에서 화염도달시각의 차이에 대한 CFD 해석결과는 실험결과를 약 $\pm 1\%$ 오차 안에서 잘 예측하고 있다. 그러나 수소농도 19.5%에서는 T2-1과 T4-1의 사이 구간에 대해서, CFD 결과가 실험에서 측정된 화염도달시각 차이인 1.70 ms 보다 약 5.7배 정도 느리게 예측하였다(Table 6). 그렇지만 실험결과에서 점화기에서 시계방향으로 동일한 구간인 T6-1과 T9-1 사이를 통과하는 화염도달시각의 차이인 11.20 ms에 대한 CFD 해석결과의 예측 오차범위는 약 47.6% 이다(Table 6).

이와 같이, 수소농도 19.5%의 실험결과에서 원주방향으로

동일한 90° 구간에 대해서 시계 방향과 반시계 방향으로 화염도달시각의 차이가 약 5.6배 정도까지 나는 것은 실험장치 내의 초기 수소분포가 균일하지 않았기 때문인 것으로 판단된다. 또한 수소농도 15.4%에서 T6-3과 T5-3의 구간에서 화염도달시각의 차이가 -34.36 ms 이다. 이것은 수소화염이 T5-3을 통과한 후에 T6-3에 도달했기 때문인 것으로 판단된다. 그러나 CFD 해석에서는 초기 조건에서 수소기체가 완전히 균일하게 분포되었기 때문에 시계 방향과 반시계 방향으로의 화염도달시각의 차이가 거의 동일하게 예측된 것으로 판단된다.

CFD 결과는 실험결과에서 나타난 T4-3과 T5-3 사이 구간에서 화염전파가 더 이상 가속되지 않고 감속되는 현상은 잘 예측하고 있다. 그렇지만 CFD 해석결과는 1.23배~3.18배 정도 더 감속되는 것으로 예측하였다. 이런 CFD 해석의 과도한 예측 경향은 격자 셀의 크기를 5.0 mm에서 2.5 mm로 줄이면 감소시킬 수 있는 것으로 나타났다(Fig. 13). 그러나 본 CFD 해석의 최종 목적은 APR1400 IRWST에 적용하여 수소연소시의 최고 압력 값을 예측하는 것이다. 따라서 격자 셀의 크기를 2.5 mm로 줄였을 때 소요되는 CFD 해석시간과 실험결과에 대한 압력 예측결과의 오차 정도를 함께 고려하여 격자 셀의 크기를 최종적으로 결정해야 될 것으로 판단된다.

수소농도 15.4%, 18.6% 및 19.5% 일 때 P2에서 측정된 압력 거동에 대해서 CFD 해석결과를 비교한 것은 Fig. 16에 나타나 있다. CFD 해석결과는 수소농도 19.5%에서는 실험결과보다 약 30 ms 정도 늦게 압력이 상승하기 시작하며, 최고 압력 값은 약 29% 높게 예측하였다. 또한 실험결과에서는 압력거동이 최고 값에 도달한 후에 즉시 감소하지만, CFD 결과에서는 약 100 ms 후에 압력감소가 시작된다. 수소농도 18.6%와 15.4%에서는 CFD 해석결과가 압력상승 시작은 실험결과와 유사하게 예측하지만, 상승하는 기울기가 실험결과보다 가파르고 최고 압력도 각각 약 51%와 약 66% 정도 높게 예측하였다. CFD 해석에 의해서 예측된 압력 거동은 수소농도 19.5%와 유사하게 최고 값에 도달한 후에 약 20 ms~50 ms 정도 유지된 다음에 감소하였다. 이와 같이, CFD 해석에서 P2의 최고 압력이 일정시간 지난 후에 감소하기 시작하는 것은 수소화염이 T4-3과 T5-3 사이의 영역을 통과하는 것이 실험결과보다 늦어져서 고온 상태가 실험보다 더 지속되었기 때문인 것으로 판단된다.

CFD 결과가 모든 수소농도에서 P2의 최고 압력을 약 29%~66% 정도 높게 예측한 이유 중의 하나는 CFD 해석에서는 IRWST 실험장치 외부로 전달되는 열손실이 실험결과보다 작기 때문인 것으로 판단된다. 이것은 수소농도 18.6%에서 Case-3의 격자모델을 사용하고 격자모델 벽면에 적용하는 온도경계조건을 290 K, 1000 K 및 단열로 가정하여 CFD 해석을 수행한 결과(Fig. 17)로부터 유추 할 수 있다. 비교 결과에

Table 6 Difference of flame front TOAs between ignitor and T2-1, T2-1 and T4-1, and T4-3 and T5-3 (Unit: ms)

H ₂ Con.	Ignitor ~ T2-1		T2-1 ~ T4-1		T4-3 ~ T5-3	
	Test	CFD	Test	CFD	Test	CFD
15.4%	226.94	120.66	57.75	58.35	39.29	88.46
18.6%	126.84	69.29	21.09	20.81	21.08	88.25
19.5%	43.20	57.29	1.70	16.69	None	82.52
H ₂ Con.	Ignitor ~ T9-1		T9-1 ~ T6-1		T6-3 ~ T5-3	
	Test	CFD	Test	CFD	Test	CFD
15.4%	245.55	120.21	121.60	58.72	-34.36	88.42
18.6%	127.54	69.40	37.82	20.65	10.81	88.26
19.5%	45.80	57.33	11.20	16.54	None	82.68

Fig. 17 Pressure behaviors at P2 using different temperature boundary conditions in case of H_2 concentration of 18.6%

Fig. 18 Pressure behaviors at P2 using different constant A values of 2.0 and 5.0 in case of H_2 concentration of 18.6%

의하면, P2의 압력은 IRWST 벽면에 적용된 온도경계조건의 값이 증가할수록 상승하며, 단열조건 일 때가 가장 높아짐을 알 수 있다. 따라서 IRWST 실험장치 외부인 LAVA 압력용기 내의 대기 조건이 실험장치 내의 압력상승에 영향을 미칠 수도 있는 것으로 판단된다. 그런데 실험에서 LAVA 압력용기의 대기 조건은 측정하지 않았기 때문에, CFD 해석에서는 실험에서 측정된 초기 온도를 이용해서 격자모델의 벽면온도로 가정했다. 이런 가정이 CFD 해석결과의 예측오차를 증가시켰을 것으로 판단된다.

수소농도 18.6%에서 Case-1의 격자모델의 벽면에 온도경계조건을 290 K로 지정하고, 난류화염속도 상관식 (식 (10))의 상수 A 값을 5.0에서 2.0으로 감소하여 CFD 해석을 수행한 결과는 Fig. 18에 나타나 있다. 수소 농도 18.6%에서는 A 값이 2.0으로 감소되면 압력 상승시간이 늦어졌지만 최고 압력 값은 A 값이 5.0일 때와 유사한 약 5.05 bar으로 유지됨을 알 수 있다. 그 이유는, 본 CFD 해석대상인 IRWST 실험장치가 밀폐된 공간이고 TFC 연소모델의 특성 때문인 것으로 판단된다. TFC 연소모델의 averaged reaction progress ($\bar{c}$) 수송방정식 (식 (9))은 수소-공기 혼합기체가 남아있고 $\bar{c}$ 의 구배가 있는 한 상관식 (식 (10))에 의해 예측되는 난류화염 속도로 수소화염이 계속 전파되도록 계산된다. 따라서 수소농도 값이 동일하면, 화염전파 속도에는 관계없이 수소연소에 의하여 발생되는 연소에너지는 유사하게 되므로 최고 압력 값은 비슷하게 된다. 그러나 실제 수소화염 가속현상에서는 수소-공기 혼합기체가 남아있더라도 여러 가지 원인에 의해서 화염소멸 현상이 발생할 수 있는 것으로 알려져 있다[18,19]. 따라서 본 실험결과에서 화염소멸 현상이 발생했을 가능성과 본 CFD 해석방법이 화염소멸 현상을 충분히 묘사 할 수 있는 지에 대해서는 계속 검증해야 될 것으로 판단된다.

4. 결론 및 향후 연구

환형관 모양의 APR1400 IRWST 내의 수소화염 가속현상시 압력상승 정도를 예측할 수 있는 CFD 해석방법론을 개발하기 위한 일환으로 IRWST 축소 실험장치에서 수행된 수소농도 15.4%, 18.6% 및 19.5% 일 때 구조물이 없고 환기구가 밀폐된 조건의 실험결과에 대하여 CFD 해석을 수행하였다. 본 CFD 해석을 위해서 TFC 연소모델과 laminar flamelet PDF library를 사용하였고, 난류화염속도 상관식의 상수 A 는 5.0으로 하였다. 육면체 격자 셀 크기가 5.0 mm인 격자모델을 기본모델로 사용하였고, 격자민감도 분석을 위해서 격자 셀 크기를 2.5 mm와 10.0 mm으로 변화시켜면서 CFD 해석을 수행하였다. 천이계산을 위한 계산시간 간격의 크기는 1.0×10^{-5} s로 하였다.

본 연구에서 제시된 CFD 해석방법론은 IRWST 환형관 실험장치에서 관찰된 수소화염의 대칭적인 전파와 가속 후 감속되는 현상은 잘 예측하였다. 그러나 수소농도 19.5%에서는 점화기에서 시계 방향으로 60° 와 150° 사이의 수소화염 가속현상은 약 47.6%의 오차를 가지고 느리게 예측하였고 반시계 방향으로 60° 와 150° 사이의 수소화염 가속현상은 약 5.6 배 정도 느리게 예측하였다. 또한, 본 CFD 해석방법론에 의해서 예측된 수소농도 15.4%, 18.6% 및 19.5% 일 때 P2에서의 최고 압력은 실험에서 측정된 최고 압력보다 각각 약 66%, 약 51% 및 약 29% 정도 높게 예측하였다.

실험결과에 대한 CFD 해석방법론의 오차범위를 줄이기 위해서는 먼저 실험결과와 불확실도를 줄여야 할 것으로 판단된다. 이를 위해서는 실험의 초기 조건인 수소기체의 분포를 가능한 완전히 균일하게 하고, 실험장치 외부의 대기온도를 측정하여 수소연소시 실험장치 외부로 전달되는 열량을 평가

할 수 있어야 한다. 또한 수소농도에 따라서 다른 계측시간 간격을 사용하지 말고 동일한 시간간격을 사용해야 할 것으로 판단된다. 그리고 CFD 해석에서는 TFC 연소모델이 실험 장치 내에 수소-공기 혼합기체가 남아있는 한, 수소연소 반응이 지속되어서 화염속도 값에 상관없이 유사한 최고 압력이 예측되었다. 그러나 실제 수소연소 반응에서는 수소-공기 혼합기체가 남아있더라도 화염속도와 난류유동 조건에 따라서 화염소멸 현상이 발생 할 수도 있는 것으로 예상된다. 따라서 실험에서 화염소멸 현상이 발생했을 가능성과 TFC 연소모델이 화염소멸 현상을 어느 정도 예측할 수 있는 지에 대해서 상세한 분석을 해야 할 것으로 판단된다. 수소농도 18.6% 일 때 수행한 격자모델에 대한 민감도 계산결과에 의하면, 최고 압력이 격자 셀 크기가 5.0 mm 인 것을 기준으로 할 때 약 $\pm 19\%$ 정도의 차이가 발생하는 것으로 나타났다.

따라서 본 연구를 통하여, CFD 해석방법이 APR1400 IRWST 환형관 내의 수소화염 가속현상시 발생하는 압력 상승 정도를 예측할 수 있는 가능성을 확인하였다. 그러나 더욱 정밀한 CFD 해석방법을 개발하기 위해서는 실험과 CFD 해석의 불확실한 점들을 해결해서 신뢰성을 높여야 할 것으로 판단된다.

후 기

본 논문은 교육과학기술부의 재원으로 시행하는 한국연구재단의 원자력기술개발사업으로 지원받았습니다.

참고문헌

- [1] 2005, Kim, J.T., et al., "Numerical Analysis of the Hydrogen-Steam Behavior in the APR1400 Containment during a Hypothetical Total Loss of Feed Water Accident," *J. of Comput. Fluids Eng.*, Vol.10, No.3, pp.9-18.
- [2] 2007, Suh, N.D., "Applicability of 7 λ DDT Criterion in the IRWST of APR1400," *Proc. of KNS Autumn Meeting*, Jeju, Republic of Korea.
- [3] 1997, Kaneshige, M. and Shepherd, J.E., "Detonation Database," *Report FM-97-8, GALCIT*, Explosion Dynamics Laboratory.
- [4] 2012, Kang, H.S., "Development of a CFD Analysis Methodology of H2 Explosion Accidents for Evaluating the Safety Distance between a VHTR and a H2 Production Facility," *Ph.D. Thesis*, KAIST, Republic of Korea.
- [5] 1997, Dorofeev, S.B., et al., "Large Scale Combustion Test in the RUT Facility: Experimental Study, Numerical Simulations and Analysis on Turbulent Deflagration and DDT," *Proc. of SMIRT-14*, Lyon, France, pp.2463-2471.
- [6] 2007, Mahaffy, J., et al., "Best Practice Guidelines for the Use of CFD in Nuclear Reactor Safety Applications," *Nuclear Energy Agency Committee on the Safety of Nuclear Installations*, NEA/CSNI/R(2007)5.
- [7] 2012, Kim, S.B., et al., "Development of Assessment Technology for Hydrogen Burn and Fission Product Behavior in Containment," *Research Report*, KAERI/RR-3454/2011, KAERI, pp.80-95.
- [8] 2002, "APR1400 Standard Safety Analysis Report," KEPCO.
- [9] 1979, Strehlow, R.A., "The Blast Wave Generated by Spherical Flames," *Combustion and Flame*, 35, pp.297-310.
- [10] 2010, Movahed, M.A., "Recommendation for Maximum Allowable Mesh Size for Plant Combustion Analyses with CFD Codes," *Proc. of CFD4NRS-3 Workshop*, Washington D.C., U.S.A.
- [11] 2005, Kuo, K.K., *Principles of Combustion*, 2nd, John Wiley & Sons, inc, New Jersey.
- [12] 2011, ICEM CFD-13 Manual, ANSYS Inc.
- [13] 1993, Modest, M.F., *Radiative Heat Transfer*, 2nd, McGraw-Hill, New York.
- [14] 1988, Heywood, *Internal Combustion Engine Fundamentals*, McGraw-Hill, New York.
- [15] 1998, Clanet, C. and Searby, G., "First Experimental Study of the Darrieus-landau Instability," *Physical Review Letters*, Vol.80, No.17, pp.3867-3870.
- [16] 2012, COM3D v4.2, Tutorial Guide, KIT.
- [17] 2011, ANSYS-13 Manual, ANSYS Inc.
- [18] 2012, Kotchourko, A., et al., "ISP-49 on Hydrogen Combustion," *Nuclear Energy Agency Committee on the Safety of Nuclear Installations*, NEA/CSNI/R(2011)9.
- [19] 2000, Kjaldman, L., Brink, A., and Hupa, M., "Micro Mixing Time in the Eddy Dissipation Concept," *Combust. Sci. and Tech.*, Vol.154, pp.207-227.