

KINS/HR-405

차세대 원전 피동안전설비의 열유동 특성 평가

Evaluation on Thermal-hydraulic Characteristics for Passive Safety Device of APR1400

2001. 7.

연구기관

한국원자력기술협회

한국원자력안전기술원

제 출 문

한국원자력안전기술원장 귀하

본 보고서를 “차세대 원전 피동안전설비의 열유동 특성 평가”에 관한 연구의 최종보고서로 제출합니다.

2001년 7월 일

연구책임자 : 유 성 연 (한국원자력기술협회)

연 구 원 : 이 상 훈 (한국원자력기술협회)

손 문 규 (한국원자력기술협회)

지 명 석 (충남대학교)

정 민 호 (충남대학교)

요 약 문

I. 제 목

차세대 원전 피동안전설비의 열유동 특성 평가

II. 연구개발의 목적 및 필요성

국가 G-7과제의 일환으로 추진중인 차세대 원자로 설계개발에서는 경제성과 안전성을 증진하기 위하여 기존 원전과 달리 원자로의 용량을 증대하였으며, 여러 가지 피동안전설비를 채택하고 있다. 차세대 원자로의 안전성 확보와 인허가 시현성 검증을 위해서 핵연료집합체와 원자로 내 열유동 특성에 대한 연구가 필요하며, 신규 설비인 Fluidic Device의 특성에 대한 평가가 필요하다.

핵연료 집합체의 비원형 단면 부수로에서 열수력학적 거동은 일반 배관의 원형 단면과는 다른 양상을 보이며, 유로단면의 기하학적 형상이 열수력 거동에 크게 영향을 미친다. 핵연료집합체에서는 이차유동과 와류 등을 포함하는 매우 복잡한 3차원 유동이 형성되어 열전달에 영향을 미치므로 이러한 열유동 특성에 대한 연구가 필요하다. 한편, 원자로 노내 열유동 특성 평가는 1-D 전산코드에 의해 수행되어 구체적인 열유동 특성을 명확히 규명하지 못하고 있으며, 특히 차세대 원자로로는 세계적으로 처음 설계, 제작되는 원형로(Prototype) 개념으로 노내 실증실험 등도 수행된 바 없으므로 원자로의 성공적인 설계를 위해서는 열유동 특성의 규명이 필요하다. 또한, 안전주입탱크로부터 안전주입 냉각수 유량을 피동적으로 조절하기 위해서 채택한 Fluidic Device의 경우 현재 한국원자력연구소를 중심으로 모델실험 등을 통하여 기기의 유량특성 자료를 생산하고 있으나, 차세대 원자로의 안전성 확보를 위한 관련 규제요건 및 지침의 설정을 위하여 이에 대한 독립적인 평가체제의 구축이 필요하다.

이와 같은 열유동 특성 연구와 성능평가를 통하여 차세대 원자로 주요 안전 현안에 대한 설계 안전성을 사전에 확인하여 인허가 시현성을 확보함으로써 사업의 안전성을 제고할 수 있으며, 특이설계에 대한 검증평가체제를 외부 전문인력을 활용하여 구축함으로써 규제인력을 차세대 원자로 사전안전성 검토에 집중 투입할

수 있어 과제수행을 위한 인력운용의 효율성을 제고할 수 있다. 또한, 활용결과를 규제에 적극 활용함으로써 사전안전성 검토의 실효성을 극대화할 수 있다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

차세대 원자로의 열유동 특성분석과 특이설계에 대한 검증평가체계를 정립하기 위해 열유동 해석코드인 FLUENT를 이용하여 전산해석을 수행하였으며, 구체적인 연구 목표 및 연구내용은 다음과 같다.

연구개발 목표	연구개발 내용 및 범위
○ 핵연료집합체에서의 열유동 특성 평가	<ul style="list-style-type: none"> • 핵연료집합체 및 구조물에 관한 설계 자료 조사 및 분석 • 해석모델 개발 및 Benchmarking • 핵연료집합체 열유동 특성 해석 및 평가자료 생산
○ 원자로 내 열유동 특성 평가	<ul style="list-style-type: none"> • 원자로 설계 관련자료 조사 및 분석 • 원자로 내 열유동 해석모델 구축 • 원자로 내 열유동 특성 해석
○ Fluidic Device의 유동특성 평가	<ul style="list-style-type: none"> • Fluidic Device 설계자료 조사 및 분석 • 해석모델 개발 및 Benchmarking • 유동특성 해석 및 평가

IV. 연구개발결과

차세대 원자로의 특이설계에 대한 검증평가체계를 정립하기 위해 핵연료집합체, 원자로, Fluidic Device에서의 열유동 특성을 해석하고 결과를 분석하였다.

- 1) 핵연료집합체에서의 열유동 특성 : 핵연료집합체와 구조물에 관한 설계자료를 조사하여 분석하였으며, 이를 토대로 핵연료집합체에 대한 단순 해석모

델(sub-channel)로 열유동 해석을 수행하였다. 나프탈렌승화법을 이용한 열전달 측정 Data와 비교하여 해석모델을 검증하고, 여러 가지 설계조건과 유동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다.

- 2) 원자로 내 열유동 특성 : 원자로 내 열유동 특성을 평가하기 위해서 원자로 설계관련 자료를 조사하여 분석을 하였다. 핵연료집합체를 다공성 물질로 가정하여 3차원 해석모델을 구축하고, 차세대 원자로 실제 작동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다.
- 3) Fluidic Device의 유동 특성 : Fluidic Device에 대한 설계자료 조사, 분석을 통하여 해석모델을 개발하고, 한국원자력연구소에서 수행한 Model 실험결과와 비교하여 해석모델을 검증하였다. 또한, 시간의 경과에 따른 유량의 변화를 해석하고, 대유량과 소유량 조건에서 유동특성을 해석하여 결과를 분석하였다.

V. 연구개발결과의 활용계획

- 1) 특이설계 안전성 검증체계 연구 결과를 통하여 원전 기기의 다차원 열유동 평가시스템 체제를 구축함으로써 심층적인 안전성 평가를 수행할 수 있다.
- 2) 구축된 검증평가체계를 통하여 미래 규제 수요에 적극 활용한다.

S U M M A R Y

I . Project Title

Evaluation on Thermal-hydraulic Characteristics for Passive Safety Device of APR1400

II . Objective and Important of the Project

In the design of APR1400(Advanced Pressurized Water Reactor), the capacity of reactor is enlarged and various passive safety facilities are adopted to enhance efficiency and safety. It is necessary to investigate thermal-hydraulic characteristics of fuel rod bundle, reactor vessel and fluidic device in order to verify performance and confirm safety.

Thermal-hydraulic behaviors in the non-circular cross-section of nuclear fuel rod bundle are different from those found in common circular tube. And complex three dimensional flow including secondary and vortex flow, is formed around the bundles. So, it is needed to examine how geometry and flow conditions affect heat transfer in fuel rod bundle.

Until recently, thermal-hydraulic characteristics for reactor vessel has been studied by 1-D computational code, and experimental data are scarcely found. Moreover, the Korea next generation reactor is the first prototype in the world, and any hot-loop tests have never been performed. It is very important to obtain detailed data on fluid flow and heat transfer for the successful design of reactor vessel.

Fluidic device is adopted in APR1400 to control passively the flow rate of cooling water from the safety-injection-tank. Even though model test for fluidic device has been performed at KAERI(Korea Atomic Energy Research Institute), it is necessary to establish independent evaluation guideline for the flow characteristics of fluidic device in order to secure safety.

III. Contents and Results of the Project

To establish evaluation and verification guideline for the APR1400(Advanced PWR), thermal-hydraulic characteristics for fuel rod bundle, reactor vessel and fluidic device is analyzed using FLUENT. Scope and major results of research are as follows :

- 1) Thermal-hydraulic characteristics for nuclear fuel rod bundle : Design data for nuclear fuel rod bundle and structure are surveyed, and 3×3 sub-channel model is adopted to investigate the fluid flow and heat transfer characteristics in fuel rod bundle. Computational results are compared with the heat transfer data measured by naphthalene sublimation method, and numerical analysis and evaluation are performed at various design conditions and flow conditions.
- 2) Thermal-hydraulic characteristics for reactor vessel : Reactor vessel design data are surveyed to develop numerical model. Porous media model is applied for fuel rod bundle, and full-scale, three dimensional simulation is performed at actual operating conditions. Distributions of velocity, pressure and temperature are discussed.
- 3) Flow characteristics for fluidic device : Three dimensional numerical model for fluidic device is developed, and numerical results are compared with experimental data obtained at KAERI in order to verify numerical simulation. In addition, variation of flow rate is investigated at various elapsed times after valve operating, and flow characteristics is analyzed at low and high flow rate conditions, respectively.

C O N T E N T S

Submission Statement	-----	
Summary(Korean)	-----	i
Summary(English)	-----	iv
Contents(English)	-----	vi
Contents(Korean)	-----	vii
I . Introduction	-----	1
II . Status of World-wide Research Activities	-----	3
III . Contents and Results of Research	-----	5
1. Thermal-hydraulic characteristics of fuel rod bundle	-----	5
2. Thermal-hydraulic characteristics of reactor vessel	-----	43
3. Flow characteristics of fluidic device	-----	58
IV . Achievement of Research Goals and Contributions	-----	74
V . Recommendations for Application	-----	75
VI . References	-----	76

목 차

제 출 문	-----	
요 약 문	-----	i
Summary	-----	iv
Contents	-----	vi
목 차	-----	vii
제 1 장 서 론	-----	1
제 2 장 국내·외 기술개발 현황	-----	3
제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과	-----	5
제 1 절 핵연료집합체에서 유동 및 열전달 특성	-----	5
제 2 절 원자로 내 유동 및 열전달 특성	-----	43
제 3 절 Fluidic Device의 유동 특성	-----	58
제 4 장 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도	-----	74
제 5 장 연구개발결과의 활용계획	-----	75
제 6 장 참고문헌	-----	76

제 1 장 서 론

에너지 자원의 획기적 전환점이 될 미래형 원자로의 상용화가 대략 2030년 이후에나 가능할 것으로 예상되기 때문에 이의 개발 이전까지는 이미 완속 단계에 접어든 경수로 기술을 기본으로 한 원자력발전소의 건설을 예상할 수 있다. 그리고 TMI와 Chernobyl 사고이후, 지금까지 기존 경수로 설계에서 간과되었던 중대 사고에 대한 대처 능력을 확보하고, 원전사업 추진에 필히 동반되어야 할 국민적 합의를 위해 원전의 안전성 향상이 필수적이며 또한 원전설비의 지나친 복잡성과 보완요건 적용 등에 따른 타 에너지원과의 경쟁력이 논란되고 있어 이를 해소하기 위해서는 안전성과 경제성이 획기적으로 향상된 차세대 원자로 및 노심, 안전 해석 기술 개발이 필요하게 되었다. 국가 G-7과제의 일환으로 추진중인 차세대 원자로 설계개발에서는 경제성과 안전성을 증진하기 위하여 기존 원전과 달리 원자로의 용량을 증대하였으며, 여러 가지 피동안전설비를 채택하고 있다. 차세대 원자로의 안전성 확보와 인허가 시현성 검증을 위해서 핵연료집합체와 원자로 내 열유동 특성에 대한 연구가 필요하며, 신규 설비인 Fluidic Device의 특성에 대한 평가가 필요하다.

핵연료 집합체의 비원형 단면 부수로에서 열수력학적 거동은 일반 배관의 원형 단면과는 다른 양상을 보이며, 유로단면의 기하학적 형상이 열수력 거동에 크게 영향을 미친다. 핵연료집합체에서는 이차유동과 와류 등을 포함하는 매우 복잡한 3차원 유동이 형성되어 열전달에 영향을 미치므로 이러한 열유동 특성에 대한 연구가 필요하다. 따라서 본 연구에서는 핵연료집합체와 구조물에 관한 설계자료 조사 및 분석을 수행하여 이를 토대로 핵연료집합체에 대한 단순 해석모델(subchannel)로 열유동 해석을 수행하였다. 또한 나프탈렌승화법을 이용한 열전달 측정 Data와 비교하여 해석모델을 검증하고, 여러 가지 조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다. 한편, 원자로 내 열유동 특성 평가는 1-D 전산코드에 의해 수행되어, 구체적인 열유동 특성을 명확히 규명하지 못하고 있으며, 특히 차세대 원자로는 세계적으로 처음 설계, 제작되는 원형로(Prototype) 개념으로 노내 실증실험 등도 수행된 바 없어, 현재까지 객관적인 열유동 특성이 규명되지 않았다. 이에 본 연구에서는 원자로 내 열유동특성 평가를 위한 원자로 설계관련 자료조사, 분석을 통하여 원자로 내 열유동 해석모델을 구축하고, 차세대 원자로 실제 작동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달

특성을 분석하였다. 또한, 안전주입탱크로부터 안전주입냉각수 유량을 피동적으로 조절하기 위한 Fluidic Device의 경우 현재 한국원자력연구소를 중심으로 모델실험 등을 통하여 기기의 유량특성 자료를 생산하고 있으나, 차세대 원자로의 안전성 확보를 위한 관련 규제요건 및 지침의 설정을 위하여 이에 대한 독립적인 평가체제의 구축이 필요하다. Fluidic Device의 유동특성 평가를 위하여 Fluidic Device에 대한 설계자료 조사, 분석을 통하여 해석모델을 개발하고, 한국원자력 연구소에서 실험한 결과와 비교하여 해석모델을 검증하였다. 또한 대유량과 소유량 조건에서 유동특성을 해석하여 결과를 분석하였다.

이와 같은 열유동 특성 연구와 성능평가를 통하여 차세대 원자로 주요 안전 현안에 대한 설계 안전성을 사전에 확인하여 인허가 시현성을 확보함으로써 사업의 안전성을 제고할 수 있으며, 특이설계에 대한 검증평가체제를 외부 전문인력을 활용하여 구축함으로써 규제인력을 차세대 원자로 사전안전성 검토에 집중 투입할 수 있어 과제수행을 위한 인력운용의 효율성을 제고할 수 있다. 또한, 활용결과를 규제에 적극 활용함으로써 사전안전성 검토의 실효성을 극대화할 수 있다.

본 연구에서는 차세대 원자로의 열유동 특성분석과 특이설계에 대한 검증평가체계를 정립하기 위해 열유동 해석 코드인 FLUENT를 이용하여 전산해석을 수행하였으며, 구체적인 연구목표 및 연구내용은 다음과 같다.

연구개발 목표	연구개발 내용 및 범위
○ 핵연료집합체에서의 열유동 특성 평가	<ul style="list-style-type: none"> • 핵연료집합체 및 구조물에 관한 설계자료 조사 및 분석 • 해석모델 개발 및 Benchmarking • 핵연료집합체 열유동 특성 해석 및 평가자료 생산
○ 원자로 내 열유동 특성 평가	<ul style="list-style-type: none"> • 원자로 설계 관련자료 조사 및 분석 • 원자로 해석모델 구축 • 원자로 내 열유동 특성 해석
○ Fluidic Device의 유동특성 평가	<ul style="list-style-type: none"> • Fluidic Device 설계자료 조사 및 분석 • 해석모델 개발 및 Benchmarking • 유동특성 해석 및 평가

제 2 장 국내 · 외 기술개발 현황

원자로 내에서의 열유동 특성에 대한 연구는 막대한 비용과 시간이 소요되므로 주로 부수로에 대한 실험 연구와 전산해석 연구가 수행되었다. Robert 등[1]은 붕다발 부수로 내의 속도 분포와 열전달계수의 분포를 순수하게 해석적 방법으로 처음으로 구하였으나 실제 현상과는 상당한 차이가 있음이 뒤에 밝혀졌다. 그 이후 핵연료봉 주위의 난류유동장의 예측을 위한 많은 난류모델과 수치해석 기법이 개발되어 왔다[2-4]. 최근에 가장 널리 사용되는 방법은 난류 와점도를 구하기 위하여 난류 운동에너지, 난류 특성길이, 난류 운동에너지 소멸을 이용하는 난류 모델방법이 있으나 이를 원자로 열수력해석에 사용하려면 실험에 의한 충분한 검증이 요구된다. 핵연료의 열수력특성에 관한 실험적 연구로는 원자로의 운전조건을 모의한 유체유동시험에서 핵연료집합체의 압력강하, 핵연료부수로에서의 유속 분포 등을 측정하고 있다[5-6]. 양선규[7]는 18봉 핵연료 집합체를 모델로 LDV (Laser Doppler Velocimeter)를 사용하여 부수로 내에서의 속도분포를 측정하였다. 열전달실험에서는 대개 열전대를 사용하나 열전대의 부착, 단열 등의 어려움 때문에 핵연료봉의 국소열전달에 관한 연구보다는 원자로의 안정성에 직결된 임계열속에 대한 연구가 집중되고 있다. 유성연[8]은 나프탈렌승화법을 이용하여 3차원 국소열전달계수의 측정법을 개발하였는데, 사각봉이 평판과 직교할 때 사각봉과 직교기판사이의 물질전달을 연구하여 여러 가지 와류를 발견하고 이들 와류가 물질전달에 큰 영향을 미친다는 것을 밝혔다.

한편, Fluidic Device는 매우 다양한 분야에 응용되므로 활발한 연구가 수행되어 왔다. Lawley[9]는 가장 일반적인 볼텍스 모형인 두 개의 주입구와 한 개의 방출구를 가진 볼텍스 챔버에 대한 실험을 수행하였으며, 세로로 세워진 볼텍스 챔버의 내부 유동을 분석하기 위해 $r-\theta$ 국소평면에서의 압력분포를 측정하였고, 이 결과를 이용하여 볼텍스 챔버의 설계조건을 넓혔다. Paul[10]은 정상상태에서의 노즐 다이오드, 디퓨저 다이오드, 볼텍스 다이오드와 같은 유체 다이오드에 대한 기계공학적인 관점에서 각 경우에 영향을 주는 인자들을 정의하고, 그 인자들에 수치적인 모형을 제시하고 그 특성을 분석하였다. Moyer[11]는 폭넓은 작동 조건에서 볼텍스 밸브(vortex valve)의 비선형 유동특성을 정확하게 나타낸 실험 곡선에 기초한 해석을 수행하여 단일 무차원함수가 볼텍스 밸브 유동 특성의 Swirl 효과를 정의하였으며, 수치적인 모델로 다양한 압력영역에서 작동하는 여

러 유체 장치의 특성을 예측하는 것과 그러한 장치에서 볼텍스 밸브의 비선형적 성능을 설명하는 것에 적용할 수 있다는 것을 보여주었다. 또한 단순 장치에서의 해석모델을 적용하고, 볼텍스 밸브의 변수를 유도하였다. wormley[12,13]는 일반적인 볼텍스 챔버의 형태인 두 개의 주입구와 한 개의 방출구를 가진 모형에 대하여, 챔버의 기하학적인 요인을 변화시켜면서 실험을 수행하였다. 이 결과에 따른 볼텍스 챔버의 기하학적인 조건들이 제한된 영역에서 제시 되었다. 또한 이 모형에 대한 2차원적 해석모델이 제시 되었다. Brombach[14]는 유체기구의 수력학적 적용을 위해 다양한 볼텍스 밸브(vortex valve)의 모형들에 대하여, 수력학적인 제어문제에 대한 해결점으로 유체기구의 적합성을 검증하는 실험을 수행하였다. Ogawa[15]는 1983년에 사이클론 집진기(cyclon separator)의 내부의 볼텍스 모델로 Ogawa모델을 제시하였으며, $r-\theta$ 평면에서 자유와류(free vortex flow)영역과 강제와류(forced vortex flow)영역으로 나누고, 축대칭유동을 이용하여 z방향까지 유동장에 대하여 z축에서의 압력분포를 측정하는 실험을 수행하였다. 볼텍스 챔버 - 집진기 형태의 모형의 내부 유동장의 압력 분포를 나타내었다.

Forsberg[16,17]는 비등형 경수로 (BWR : Boiling Water Reactor)의 새로운 형태인 PLUS (Process Inherent Ultimate Safety) 원자로의 노심 냉각 방법으로서 FIVES(Fluidic In-Vessel Emergency core cooling System)와 VIVES(Vapor lock In-Vessel Emergency core cooling System)를 비교하면서, 피동형 안전주입장치로서 유체기구(Fluidic Device)개념을 도입하였다. 여기서의 유체기구(Fluidic Device)는 한쪽 방향의 유동만을 이용하는 것이 아니라, 순방향 및 역방향 유동 현상을 모두 이용하는 것이다.

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 핵연료 집합체에서 유동 및 열전달 특성

1. 개요

원자로는 노용기, 핵연료 봉다발, 냉각수, 노심구조물, 제어봉과 구동장치 등으로 구성되어 있고 핵연료봉에서 발생한 열은 축방향으로 흐르는 주위의 냉각수에 전달된다. 냉각수에 전달된 열은 증기발생기에서 증기를 생산하고, 이 증기는 터빈을 돌려 전기를 생산한다. 이와 같이 전기를 생산하는데 있어서 가장 중요한 원자로 내 핵연료 집합체에서 발생하는 열수력 현상의 근본적 이해는 정상운전상태의 원자로 최적설계뿐만 아니라 사고시 원자로의 안전해석, 비정상운전에서의 시스템 보존을 위한 기본이 된다. 핵연료봉으로 구성되는 수로의 모양은 핵연료봉의 구성방식에 따라서 주로 삼각형 또는 사각형이 되는데 이를 부수로(sub-channel)라고 부른다. 원자로의 핵연료봉다발은 노심에서의 장전위치에 따라서 내부 부수로(interior sub-channel), 벽면 부수로(wall sub-channel), 및 모서리 부수로(corner sub-channel)등 여러 형태의 부수로가 형성된다. 이러한 부수로에서의 열수력학적 거동은 봉다발의 배열상태, 부수로의 종류, 봉간거리와 봉간직경의 비의 변화에 따라 크게 달라져 일반 배관의 원형 단면과는 매우 다른 양상을 보이며 난류유동에서는 거동이 더욱 복잡하게 되는데, 이것은 유로 단면의 기하학적 현상이 열수력 거동에 미치는 영향이 매우 크기 때문이다. 본 연구에서는 원자로 내 핵연료 집합체 모델을 대상으로 유동과 열전달 특성에 대해 수치해석을 수행하여 부수로 내에서의 속도분포와 각 봉에서의 열전달 계수 특성에 관해 고찰하였으며, 이와 같은 연구결과를 바탕으로 핵연료집합체 및 구조물에 대한 설계자료를 분석하고자 한다.

2. 지배방정식

핵연료 집합체에서 유동과 열전달을 해석하기 위한 지배방정식은 다음과 같다.

○ 연속방정식

$$\frac{\partial U_i}{\partial x_k} = 0 \quad (1-1)$$

○ 운동량 방정식

$$U_k \frac{\partial U_i}{\partial x_k} = -\frac{1}{\rho} \frac{\partial P}{\partial x_i} + \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\nu \frac{\partial U_i}{\partial x_k} - \overline{u_i u_k} \right) \quad (1-2)$$

○ 에너지 방정식

$$U_k \frac{\partial T}{\partial x_k} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\alpha \frac{\partial T}{\partial x_k} - \overline{u_k \theta} \right) + \frac{q}{\rho C_p} \quad (1-3)$$

본 연구에서는 표준 $k-\epsilon$ 모델과 함께 RNG $k-\epsilon$ 모델, Reynolds Stress 모델을 사용하여 각각의 모델에 대하여 계산하고 그 결과를 비교하여 보았다. 표준 $k-\epsilon$ 모델에 대한 난류 운동에너지 k 와 난류 운동에너지 소멸율 ϵ 에 대한 방정식은 다음과 같다.

$$U_k \frac{\partial k}{\partial x_k} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial k}{\partial x_k} \right] + P + G - \epsilon \quad (1-4)$$

$$U_k \frac{\partial \epsilon}{\partial x_k} = \frac{\partial}{\partial x_k} \left[\left(\nu + \frac{\nu_t}{\sigma_k} \right) \frac{\partial \epsilon}{\partial x_k} \right] + \frac{\epsilon}{k} (C_1(P + G) - C_2 \epsilon) \quad (1-5)$$

Two-equation 모델인 $k-\epsilon$ model에 근거한 RNG $k-\epsilon$ model은 ReNormalization Group method라 불리는 수학적 통계기법에 근거하여 유도되며 유체 유동의 난류현상을 해석하는 방법이다. 난류 전달을 모사함에 있어서 semi-empirical approach가 아닌 수학적 기초를 근거로 하므로 더 일반적이고 기초적인 model을 제시하며 벽근처 유동, 굴곡을 가진 유동, 저레이놀즈수(low Reynolds number) 유동 등을 예측하는 것이 개선되었다. 표준 $k-\epsilon$ 모델과 비교할 때, strained 유동에 대한 정확도 개선, swirling 유동에 대한 정확도 개선, turbulent Prandtl number를 구하기 위한 analytical formula 사용(표준 $k-\epsilon$ 모델에서는 turbulent Prandtl number를 사용자가 상수로 준다.) 등을 특징으로 한다. 특히, RNG model 내의 상수와 함수는 실험식이 아닌 이론에 근거하므로 수정 없이 널리 사용될 수

있으며, RNG 이론 내에 저레이놀즈수 효과와 compressibility 효과가 포함되어 있다.

$$U_k \frac{\partial k}{\partial x_k} = \nu_t S^2 - \epsilon + \frac{\partial}{\partial x_k} \alpha \nu_t \frac{\partial k}{\partial x_k} \quad (1-6)$$

$$U_k \frac{\partial \epsilon}{\partial x_k} = C_{1\epsilon} \frac{\epsilon}{k} \nu_t S^2 - C_{2\epsilon} \frac{\epsilon^2}{k} - R + \frac{\partial}{\partial x_k} \alpha \nu_t \frac{\partial \epsilon}{\partial x_k} \quad (1-7)$$

Reynolds Stress 모델은 와류와 회전 등 복잡한 난류유동에 대하여 비교적 정확한 예측을 할 수 있다. RSM은 Isotropic eddy viscosity의 가정이 필요하지 않고, 소산을 방정식과 함께 Reynolds 응력에 대한 전달 방정식을 풀어서 Reynolds-averaged Navier-Stokes 방정식으로 나타낸다.

$$\frac{\partial(\rho U_k \overline{u_i u_j})}{\partial x_k} = \rho(P_{ij} - \epsilon_{ij} + \phi_{ji} + d_{ijk}) \quad (1-8)$$

$$\frac{\partial(U_k \epsilon)}{\partial x_k} = C_{\epsilon} \frac{\partial}{\partial x_k} \left(\frac{x}{\epsilon} \overline{u_i u_i} \frac{\partial \epsilon}{\partial x_i} \right) + \frac{1}{2} C_{\epsilon,1} \frac{x}{\epsilon} P_{kk} - C_{\epsilon,2} \frac{\epsilon^2}{x} \quad (1-9)$$

3. 전산해석기법

지배방정식과 난류방정식을 일반형으로 표시하면 다음과 같다.

$$\frac{\partial}{\partial x_k} (\rho U_k \phi) = \frac{\partial}{\partial x_k} (\Gamma_{\phi} \frac{\partial \phi}{\partial x_k}) + S_{\phi} \quad (1-10)$$

여기서 좌변 항은 대류항이고, 우변의 첫 번째 항은 확산항이며, S_{ϕ} 는 생성항이다. $\phi=1$ 인 경우는 연속방정식을 나타내고, $\phi=U_i$ 인 경우는 운동량 방정식, $\phi=T$ 인 경우는 에너지 방정식을 나타내며, $\phi=k$ 와 ϵ 인 경우는 난류방정식을 나타낸다. 생성항 S_{ϕ} 는 각각의 지배방정식에 대해서 다른 형태로 표시된다.

유한체적법(FVM : Finite Volume Method)을 사용하여 검사체적에 대한 지배방

정식(1-10)에 대한 차분방정식을 구하면 다음과 같다.

$$\phi_p \sum_i (A_i - S_p) = \sum_i (A_i \phi_i) + S_c \quad (1-11)$$

범용 열유체해석 프로그램인 FLUENT를 사용하여 차분방정식(1-11)의 해를 구하였다. FLUENT는 유동, 열전달, 상변화, 연소 등과 관련된 현상의 수치해석을 위해 개발된 프로그램으로 전처리장치인 GAMBIT, Solver와 후처리장치인 FLUENT로 구성되어 있다. FLUENT는 완전내연기법(fully implicit scheme)을 사용한 유한체적법 Code로서 속도 등 벡터량과 압력, 온도 등 스칼라 양을 같은 위치에 저장하는 비교차격자계(non-staggered grid)를 사용하며, 대류항을 계산하기 위한 격자점 간의 보간은 power-law법, 2차 상류차분법, 고차 상류차분법인 QUICK법을 선택하여 사용할 수 있다. 난류모델은 $k-\epsilon$ 모델을 기본으로 사용하고 RSM(Reynolds Stress Model)과 RNG(Renormalization Group) 모델을 선택적으로 사용할 수 있다. 수치해법은 SIMPLE와 SMPLEC를 채용하고 있다. 본 연구에서는 power-law scheme, 표준 $k-\epsilon$ 난류모델, RNG $k-\epsilon$ 모델, Reynolds Stress 모델, SIMPLE algorithm을 사용하여 전산해석을 수행하였다.

핵연료 집합체의 유동과 열전달 현상은 매우 복잡하기 때문에 실제로는 본 연구에서 사용한 격자보다 더 많은 격자가 필요하나 본 연구에서 사용한 PC의 용량 한계 때문에 격자수를 더 이상 늘릴 수 없어서 해의 정확도가 약간 떨어진다. 각각의 모델에 대한 수렴판정은 다음의 전영역 잔류항의 총합이 10^{-6} 이하가 되는 시점으로 하였다.

$$\bar{R} = \frac{\sum_{\text{nodestP}} | [A_E \phi_E + A_W \phi_W + A_N \phi_N + A_S \phi_S + S_C - A_P \phi_P] |}{\sum_{\text{nodestP}} | (A_P \phi_P) |} \leq 10^{-6} \quad (1-12)$$

4. 나프탈렌승화법을 이용한 열전달 측정

열전달과 물질전달의 유사성은 열전달과 유체마찰의 유사성과 함께 오래 전부터 알려져 왔으나 이 유사성을 열전달계수 측정에 이용한 것은 1921년 Thoma가 처음이다. Thoma는 Filter Paper로 만든 봉다발에 인산을 적셔서 암모니아와 공기의 혼합물 중에 노출시켜 봉다발에 흡수된 암모니아의 양을 측정하여 물질전달

계수를 구하고, 열전달과 물질전달의 유사성 관계식으로부터 열전달계수를 구하였다. 그 이후로 이종가스 분사추출법(Foreign Gas Injection and Sampling Method), 전기화학법(Electro-Chemical Method), 나프탈렌승화법(Naphthalene Sublimation Method) 등 여러가지 물질전달실험이 개발되었으나 그 중에서 가장 광범위하게 사용되는 방법이 나프탈렌승화법이다.

비압축성 유체의 전달현상을 나타내는 에너지방정식과 물질농도방정식을 무차원 변수로 표시하면 다음과 같다.

○ 에너지방정식(열전달):

$$\frac{Dt}{Dr} = \frac{1}{RePr} \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(1 + \frac{\epsilon}{\nu} \frac{Pr}{Pr_i} \right) \frac{\partial t}{\partial x_i} \right] \quad (1-13)$$

○ 물질농도방정식(물질전달):

$$\frac{Dw}{Dr} = \frac{1}{ReSc} \frac{\partial}{\partial x_i} \left[\left(1 + \frac{\epsilon}{\nu} \frac{Sc}{Sc_i} \right) \frac{\partial w}{\partial x_i} \right] \quad (1-14)$$

에너지방정식에서 얻어진 온도분포와 물질농도방정식에서 얻어진 농도분포는 열경계조건과 물질농도경계조건이 같고, 난류 Prandtl수와 난류 Schmidt수가 같거나($Pr_i = Sc_i$) 층류유동인 경우에는 Prandtl수와 Schmidt수를 서로 바꾸면 동일하다는 것을 알 수 있다.

일반적으로 강제대류열전달에서 열전달계수를 구하는 실험식은 다음과 같은 형태로 주어진다.

$$Nu = C Re^m Pr^n \quad (1-15)$$

위에서 열거한 조건들을 만족하면 강제대류물질전달에서 물질전달계수를 구하는 실험식은 Prandtl수를 Schmidt수로 바꾸어 다음과 같이 표시할 수 있을 것이다.

$$Sh = C Re^m Sc^n \quad (1-16)$$

식 (1-15)를 식 (1-16)으로 나누면 다음과 같은 열전달과 물질전달의 유사성 관계식이 얻어진다.

$$Nu/Sh = (h d/k)/(h_m d/D) = (Pr/Sc)^n \quad (1-17)$$

본 연구에서는 연료봉을 나프탈렌으로 구조하고 사각채널 내에 설치하여 유동중에 노출시킨 후 축방향과 원주방향의 승화깊이를 측정하여 3차원 국소물질전달계수를 구하고 식(1-17)의 유사성 관계식을 이용하여 열전달계수로 환산하였다.

나프탈렌 표면에서의 나프탈렌의 물질전달을 \dot{m} 은 물질전달계수 h_m 과 시편 표면에서의 나프탈렌 증기밀도 $\rho_{v,w}$ 로 나타내어진다.

$$\dot{m}/A = h_m(\rho_{v,w} - \rho_\infty) \quad (1-18)$$

여기서 ρ_∞ 는 경계층 밖의 나프탈렌 농도로서 본 실험에서는 무시하였으며, 시편 표면에서의 증기밀도 $\rho_{v,w}$ 는 이상기체로 가정하여 다음 식으로부터 구하였다.

$$\rho_{v,w} = \frac{P_v}{RT} \quad (1-19)$$

여기서 온도 T는 풍동내에서 유동중인 공기의 온도로서 백금저항 온도계로 측정된 온도를 평균한 값이며, 나프탈렌의 증기압 P_v 는 Ambrose의 실험식으로부터 구하였다.

물질전달율은 나프탈렌이 구조된 시편을 일정시간(Δt)동안 풍동내에서 유동장에 노출하였을 때 단위시간당 승화량을 나타낸 것으로 노출 전·후의 각 지점에서의 승화깊이를 측정하고 나프탈렌 고체상태의 밀도(ρ_s)를 이용하여 다음과 같이 구한다.

$$\dot{m}/A = \rho_s \Delta t / \Delta \tau \quad (1-20)$$

여기서 나프탈렌이 승화한 깊이 Δt 는 기준선으로부터 계산한 초기 깊이와 풍동에서 노출한 후 기준선으로부터 다시 계산한 나중 깊이의 차에서 깊이 측정장치에서 측정하는 동안 자연대류에 의하여 승화된 깊이를 뺀 값이다. 측정하는 동안

자연대류에 의해 승화된 양은 별도로 시편을 제작하여, 측정실에서 일정시간 동안 공기 중에 노출시킨 후 처음과 나중 깊이를 측정하여 구하였다.

식(1-18)과 (1-20)으로부터 국소 대류물질전달계수는 다음과 같이 계산한다.

$$h_m = \frac{\rho_s \Delta t / \Delta \tau}{\rho_{v,w}} \quad (1-21)$$

식 (1-21)로부터 구한 대류물질전달계수를 무차원수인 Sherwood수로 표시하면 다음과 같다.

$$Sh = h_m d / D \quad (1-22)$$

Sherwood수는 열전달에서의 Nusselt수에 상응하는 무차원수로서 특성길이 d는 봉다발의 경우 수력직경을 사용하고, h_m 은 실험에서 구한 대류 물질전달계수이며, D는 나프탈렌의 공기 중에서의 물질확산계수로서 다음과 같은 Cho의 상관식을 이용하였다.

$$D_{na,1atm} = 8.17708 \times 10^{-7} T^{1.983} \quad (1-23)$$

실험결과는 데이터 처리 프로그램에 의해 처리되며, 데이터 처리 프로그램은 여러 보조 프로그램을 이용하여 나프탈렌증기압, Schmidt수, Prandtl수, Reynolds수, Sherwood수, Nusselt수 등을 계산한다.

5. 전산해석 결과 및 고찰

Fig. 1-1은 3×3 봉다발의 개략도로서, 3×3 봉다발은 핵연료 집합체에서 전형적으로 나타나는 내부 부수로(interior sub-channel), 벽면 부수로(wall sub-channel) 및 모서리 부수로(corner sub-channel)가 포함되어 있다. 정사각형 채널의 한 변의 길이는 108 mm이고, 봉다발을 구성하는 봉의 직경은 30 mm, 길이는 1 m 이며, 봉과 봉 사이의 유로 간격은 6 mm이고 벽면과 봉 사이의 유로 간격은 3 mm이다. 봉다발 내에서의 봉 주위의 부수로의 모양과 사각채널의 벽면 혹은

인접한 봉들이 열전달에 미치는 영향을 고려하였다.

사각채널의 입구에서 낮은 온도의 공기가 균일한 속도로 유입되고 각각의 연료 봉은 입구 측의 공기보다 높은 온도로 일정하게 유지되며, 사각채널의 벽면은 열의 출입이 없는 단열조건이라고 가정하여 전산해석을 하였다. 각각의 경계면에서의 조건은 다음과 같다.

○ 입구에서의 경계조건

$$u = 4.9 \text{ m/s}, \quad T = 20 \text{ }^\circ\text{C}, \quad T.I = 0.5 \%$$

○ 봉 표면에서의 경계조건

$$u = 0.0 \text{ m/s}, \quad T = 50 \text{ }^\circ\text{C}$$

○ 사각채널 표면에서의 경계조건

$$u = 0.0 \text{ m/s}, \quad \dot{q} = 0$$

Fig. 1-2는 3×3 봉다발 핵연료 집합체의 계산격자를 나타낸 것으로 핵연료 집합체는 X-Y 중심축을 경계로 대칭적인 구조를 가지므로 전체 핵연료 집합체의 1/4만을 모델링하였으며, 계산의 정확성을 위해 각각의 부수로를 잘라서 서로 대칭적인 격자분포를 나타내도록 만들었다. 연료봉과 유체가 만나서 대류열전달을 일으키는 연료봉 주위에 격자를 밀집시켰으며, 또한 대류열전달계수는 입구에서 급격하게 변하다가 출구쪽으로 갈수록 완만하게 변하므로 축방향으로는 입구쪽에 격자를 밀집시켰다.

Fig. 1-3은 3×3 봉다발 핵연료 집합체에서 입구유속이 4.9 m/s일 때 입구로부터 0.2 m 떨어진 지점과 0.8 m 떨어진 지점에서의 RNG $k-\epsilon$ model을 사용하여 계산한 축방향 속도분포이다. 사각채널의 입구에서 유입된 공기가 출구쪽으로 진행하면서 사각채널의 벽면과 연료봉의 마찰에 의해서 벽면에서 가까운 곳의 속도는 점차 줄어드는 반면 부수로의 중앙에서는 속도가 점점 증가하여 경계층을 형성한다. Fig. 1-3(b)와 같이 경계층이 완전히 발달된 곳에서의 속도분포를 보면 유로면적이 가장 큰 내부 부수로에서 속도가 가장 크게 나타나고, 벽면 부수로, 모서리 부수로의 순서로 속도가 낮은 분포를 보이며, 그 경향은 Fig. 1-3(a)의 입구에서 0.2 m 떨어진 곳에서의 분포보다 뚜렷하게 나타난다.

Fig. 1-4는 3×3 봉다발 핵연료 집합체에서 이차유동(secondary flow)의 속도 벡터를 보이고 있다. 사각채널의 모서리로부터 발생한 이차유동은 연료봉을 감싸 돌면서 속도가 증가하여 연료봉과 사각채널 벽면 사이에서 발생한 이차유동과 만나게 된다. 이 두 이차유동은 연료봉과 연료봉 사이로 가속되어 면적이 가장 넓은 내부 부수로로 유입되면서 속도가 감소되고 가운데의 연료봉 근처에 다가가면서 점차 소멸된다. 이 이차유동은 Fig. 1-4(b)에 나타난 바와 같이 완전히 발달된 유동이 되면서 그 크기는 매우 작아지게 된다.

온도 20 °C로 유입된 유체는 연료봉(50 °C)과의 대류열전달에 의해 점차 가열되어 출구로 빠져나가게 된다. Fig. 1-5(a)를 보면 입구에서 0.2 m 떨어진 경우 유동이 완전히 발달하지 못하였기 때문에 연료봉 주위의 온도는 높지만 내부 부수로의 중앙과 모서리 부수로의 모서리, 연료봉과 멀리 떨어져 있는 벽면 부수로의 중앙 벽면은 입구온도를 유지하고 있다. 유동이 완전히 발달한 경우의 온도분포를 보면 연료봉으로부터 충분히 열전달이 이루어져서 입구로부터 0.2 m 떨어진 경우보다 상당히 높은 분포를 보이고 있다.

Fig. 1-6은 각각의 연료봉 A, B, C에 대해 입구로부터 0.8 m 떨어진 지점에서 유속이 4.9 m/s 와 15 m/s 경우 연료봉 표면의 열전달 계수를 나타낸 것이다. 원주방향의 각도는 12시 방향에서 시작하여 시계방향으로 돌아가면서 나타냈다. 연료봉 A는 핵연료 집합체 중앙에 있는 것으로 연료봉과 연료봉이 만나는 0° , 90° , 180° , 270° 주위에서 상대적으로 유동면적이 감소하고 유속이 감소하여 낮은 열전달 계수분포를 보이고 있으며, 유동면적이 넓어져서 속도가 빨라지는 내부 부수로 근처에서는 열전달 계수가 높게 나타나고 있다. 연료봉 B를 보면 연료봉과 사각채널 벽면이 만나는 0° 부근에서 유동면적이 가장 좁고 유속이 가장 낮기 때문에 열전달계수는 상대적으로 가장 낮은 값을 보이며, 연료봉과 연료봉이 만나는 90° , 180° , 270° 부근에서는 연료봉 A와 유사한 열전달 계수분포를 보이고 있다. 모서리 부수로와 인접해 있는 연료봉 C의 경우 연료봉과 사각채널의 벽면이 만나는 0° 와 270° 주위에서 가장 낮은 대류열전달 계수를 나타내고 있으며, 연료봉 C 역시 연료봉과 연료봉이 만나는 90° 와 180° 주위에서는 연료봉 A와 유사한 분포를 보이고 있다. 속도가 15 m/s인 경우와 4.9 m/s인 경우를 비교하면 전체적인 경향 자체는 비슷하지만 속도가 15 m/s인 경우가 4.9 m/s인 경우보다 높게 나타나고 있다.

Fig. 1-7은 연료봉의 경계조건이 50 °C로 일정한 경우와 연료봉에서의 경계조

건을 일정한 열유속(heat flux)조건으로 계산한 결과를 비교한 것이다. 이 때의 열유속은 일정온도 조건에서 계산한 열전달계수와 벽면과 자유유동온도의 차를 곱해서 구한 값을 사용하였다. 전체적인 분포를 보면 최고값이 나타나는 지점과 최저값이 나타나는 지점은 일정온도 경계조건과 비슷한 경향을 보이고 있다. 그렇지만 일정 열유속 경계조건에서는 이차유동의 영향으로 연료봉 표면의 온도를 원주방향으로 고르게 하는 경향이 나타나므로 전체적인 분포에서 최고값과 최저값의 차이는 작아지는 평준화 경향을 나타내고 있다.

Fig. 1-8은 표준 $k-\epsilon$ 모델과 RNG $k-\epsilon$ 모델, Reynolds Stress 모델을 사용하여 계산한 결과를 비교한 그래프이다. 표준 $k-\epsilon$ 모델의 분포를 보면 최고값과 최저값의 차이가 가장 크게 나타나고 있으며, RNG $k-\epsilon$ 모델에서 그 차가 약간 줄어들고 있다. Reynolds Stress 모델의 경우 swirl 유동과 이차유동이 지배적인 유동에서 사용된다고 했듯이 핵연료 집합체에서의 이차유동을 표현할 수 있었기 때문에 이차유동에 의하여 열전달계수의 최고값과 최저값의 차이가 가장 적게 나타난 것으로 판단된다.

Fig. 1-9는 입구로부터 출구까지의 압력강하를 나타낸 것으로 주유동을 방해하는 어떠한 구조물도 없기 때문에 압력강하는 입구로부터 출구까지 완만한 곡선을 보이고 있으며, 전체적인 압력강하는 약 67 Pa이다.

Fig. 1-10은 각각의 연료봉 표면의 열전달계수를 원주방향으로 평균한 값을 축방향으로 나타낸 그래프이다. 연료봉 A, B, C 모두 열전달계수가 가장 높은 입구로부터 급격하게 감소하다가 완전히 발달된 유동에 이르면서 거의 일정한 값으로 유지하고 있으며, 선단으로부터 열전달계수가 감소하는 것은 유동이 진행함에 따라 열경계층(thermal boundary layer)가 두꺼워지기 때문이다.

Fig. 1-11은 나프탈렌승화법을 이용하여 3×3 핵연료집합체에서의 열전달계수를 입구유속이 7.6 m/s와 4.9 m/s일 때를 비교한 그래프이다. 연료봉 A를 보면 전산해석 결과와 마찬가지로 연료봉과 연료봉이 만나는 0° , 90° , 180° , 270° 주위에서 상대적으로 유동면적이 감소하고 유속이 감소하여 낮은 열전달 계수분포를 보이고 있으며, 유동면적이 넓어져서 속도가 빨라지는 내부 부수로 근처에서는 열전달 계수가 높게 나타나고 있다. 연료봉 B와 연료봉 C 역시 전산해석 결과와 마찬가지로 유동면적이 감소하는 영역에서는 낮은 열전달계수를 보이고, 유동면적이 넓어지는 영역에서는 높은 열전달계수를 보이고 있다. 유속이 7.6 m/s인 경우와 4.9 m/s인 경우를 비교하면 전체적인 경향은 비슷하지만, 유속이 빠른

7.6 m/s인 경우에 열전달계수의 변화 폭이 크게 나타나는 것을 볼 수 있다.

Fig. 1-12는 3×3 연료봉다발에서 Reynolds stress 모델을 사용하여 계산한 결과와 나프탈렌승화법을 이용하여 구한 열전달계수의 분포를 비교한 그래프이다. 실제 연료봉에서 유동 현상은 충분한 이차유동에 의해 열전달계수의 분포가 최고값과 최저값의 큰 차이 없이 균일한 분포를 보이고 있으나 전산해석을 통하여 구한 결과는 이차유동을 완벽하게 구현하지 못했기 때문에 최고값과 최저값의 차이가 크게 나타나고 있다. 그렇지만 대략적인 평균값은 전산해석 결과와 실험 결과가 유사한 것으로 나타나고 있다.

Fig. 1-13은 16×16 APR1400 봉다발의 개략도로서 정사각형 채널의 한 변의 길이는 202.5 mm이고, 봉다발을 구성하는 봉의 직경은 9.7 mm, 길이는 4089.23 mm, 봉과 봉 사이의 유로 간격은 3.15 mm이고 벽면과 봉 사이의 유로 간격은 1.575 mm이다.

16×16 봉다발 전체를 모델링하여 전산해석하기엔 구조가 너무 복잡하기 때문에 많은 계산격자를 필요로 하므로 현재의 컴퓨터로는 무리가 따른다. 따라서 핵연료 봉다발이 가지는 내부부수로, 벽면부수로, 모서리부수를 표현할 수 있는 3×3 봉다발로 모델을 만들었다. 이 모델의 개략도가 Fig. 1-14에 나타나 있으며, 그림에 봉직경과 봉과 봉사이의 유로간격, 벽면과 봉사이의 유로간격은 16×16 APR1400 봉다발의 것을 그대로 사용하였으며, 축방향의 길이는 완전히 발달한 유동이 될 수 있는 수력직경의 20배가 넘는 0.5 m를 사용하였다.

사각채널의 입구에서 일정 온도의 물이 균일한 속도로 유입되고 각각의 연료봉은 일정한 열유속으로 유지되며, 사각채널의 벽면은 열의 출입이 없는 단열조건이라고 가정하여 전산해석을 하였다. 이 때 사각채널로 유입되는 물의 온도는 원자로의 저온관으로 유입되는 온도를 사용하였고, 유속은 저온관에서 유입되는 유량을 노심내 유량으로 환산하여 유속을 구한 값을 사용하였으며, 열유속은 원자로내 노심의 평균 열유속을 사용하였다.

Fig. 1-15는 16×16 봉다발 핵연료 집합체의 3×3 모델에 대한 계산격자를 나타낸 것이다. 3×3 봉다발과 마찬가지로 계산의 정확성을 위해 각각의 부수를 잘라서 서로 대칭적인 격자분포를 나타내도록 만들었고, 연료봉과 유체가 만나서 대류열전달을 일으키는 연료봉 주위에 격자를 밀집시켰으며, 또한 대류열전달계수는 입구에서 급격하게 변하다가 출구쪽으로 갈수록 완만하게 변하므로 축방향으로는 입구쪽에 격자를 밀집시켰다.

Fig. 1-16은 16×16 봉다발 핵연료 집합체 모델에서 입구로부터 0.1 m 떨어진 지점과 0.4 m 떨어진 지점에서의 RNG $k-\epsilon$ model을 사용하여 계산한 축방향 속도분포이다. Fig. 1-16(a)를 보면 입구 근처에서는 연료봉과 벽면이 만나는 부근에서만 속도가 작고, 각각의 부수로에서는 거의 일정한 분포를 보인다. 사각채널 입구에서 유입된 물이 출구쪽으로 진행하면서 사각채널의 벽면과 연료봉의 마찰에 의해서 벽면에서 가까운 곳의 속도는 점차 줄어드는 반면 부수로의 중앙에서는 속도가 점점 증가하여 경계층을 형성하는 것을 Fig. 1-16(b)에서 볼 수 있다. 3×3 연료봉다발과 비교하면 연료봉의 크기에 비해 연료봉과 연료봉 사이가 큰 16×16 연료봉다발에서는 연료봉과 연료봉 사이에서도 상당히 큰 속도가 나타나고 있고, 모서리부수로의 속도가 벽면부수로나 내부부수로보다 상당히 작다는 것을 알 수 있다.

Fig. 1-17은 16×16 봉다발 핵연료 집합체 모델에서 이차유동(secondary flow)의 속도벡터를 보이고 있다. 이차유동의 경우 전체적인 현상들은 3×3 봉다발의 경우와 비슷하지만 연료봉과 벽면사이의 거리, 연료봉과 연료봉사이의 거리가 16×16 연료봉다발의 경우에 더 크기 때문에 이차유동도 더 큰 속도를 나타내고 있다.

Fig. 1-18은 온도분포를 나타낸 것으로 Fig. 1-18(a)를 보면 입구에서 0.1 m 떨어진 경우 열전달이 거의 이루어지지 않았기 때문에 연료봉 표면을 제외한 대부분의 영역에서 입구온도를 유지하고 있다. 유동이 완전히 발달한 입구에서 0.4 m 떨어진 경우의 온도분포를 보면 연료봉으로부터 충분히 열전달이 이루어져서 입구로부터 0.1 m 떨어진 경우보다 상당히 높은 분포를 보이고 있다.

Fig. 1-19는 16×16 핵연료집합체 모델 연료봉 A, B, C에 대해 입구로부터 0.4 m 떨어진 지점에서 연료봉 표면의 열전달 계수를 나타낸 것이다. 연료봉 A는 핵연료 집합체 중앙에 있는 것으로 연료봉과 연료봉이 만나는 0°, 90°, 180°, 270° 주위에서 상대적으로 유동면적이 감소하고 유속이 감소하여 낮은 열전달 계수분포를 보이고 있으며, 유동면적이 넓어져서 속도가 빨라지는 내부 부수로 근처에서는 열전달 계수가 높게 나타나는 경향은 3×3 핵연료집합체의 경우와 같으나 연료봉과 연료봉사이의 거리가 상대적으로 넓어지기 때문에 유속의 증가와 이차유동의 증가로 열전달계수의 폭은 3×3의 경우보다 작게 나타난다. 연료봉 B의 경우 역시 연료봉과 사각채널 벽면이 만나는 0° 부근에서 유동면적이 가장 좁고 유속이 가장 낮기 때문에 열전달계수는 상대적으로 가장 낮은 값을 보이며, 연료

봉과 연료봉이 만나는 90° , 180° , 270° 부근에서는 연료봉 A와 유사한 열전달 계수분포를 보이는 경향은 3×3 핵연료집합체와 비슷하지만 상대적으로 연료봉과 벽면이 만나는 지점에서 속도가 크게 감소하므로 3×3 연료봉의 경우보다 큰 차를 보이고 있다. 연료봉 C의 경우에도 전체적인 경향은 3×3 연료봉과 비슷하지만 상대적으로 속도가 크게 감소하는 0° 와 270° 주위에서의 열전달계수는 크게 감소하고 있다.

Fig. 1-20은 16×16 APR1400 연료봉다발 모델의 입구로부터 출구까지의 압력강하를 나타낸 것으로 이것 역시 주유동을 방해하는 어떠한 구조물도 없기 때문에 압력강하는 입구로부터 출구까지 완만한 곡선을 보이고 있으며, 전체적인 압력강하는 약 5530 Pa이다.

Fig. 1-21은 16×16 APR1400 연료봉다발 모델의 각각의 연료봉 표면의 열전달 계수를 원주방향으로 평균한 값을 축방향으로 나타낸 그래프이다. 연료봉 A, B, C 모두 열전달계수가 가장 높은 입구로부터 급격하게 감소하다가 완전히 발달된 유동에 이르면서 열경계층이 두꺼워져 거의 일정한 값으로 유지하고 있다.

Fig. 1-22는 열전달 매체가 물일 경우와 공기일 경우를 비교한 것으로 물인 경우의 Reynolds 수를 기준으로 같은 Reynolds 수에서 공기의 입구 유속을 환산하여 경계조건으로 주고 계산한 것이다. 전체적인 경향은 물일 때와 공기일 때가 동일한 분포를 보이고 있으며, 물인 경우가 열전달 계수의 값이 공기일 때보다 더 크게 나타나고 있다.

Fig. 1-23은 3×3 연료봉다발 모델과 16×16 APR1400 연료봉다발 모델의 열전달 계수 분포를 비교한 것이다. 원주방향으로 최고값과 최저값이 나타나는 위치는 3×3 연료봉다발과 16×16 연료봉다발 모두 같게 나타나고 있고 전체적인 경향도 비슷하지만, 연료봉의 크기와 사각채널의 크기 연료봉과 연료봉사이의 거리 등 전체적인 사이즈가 16×16 핵연료 집합체의 경우가 더 작기 때문에 전체적인 유량감소로 인한 열전달량 감소로 열전달계수 또한 3×3 핵연료 집합체보다 작게 나타나고 있다.

Fig. 1-24는 3×3 연료봉다발 모델에서의 Reynolds 수를 기준으로 동일 Reynolds 수에서 16×16 APR1400 연료봉다발 모델의 입구유속을 환산하여 계산한 것을 비교한 그림이다. 동일 경계조건에서는 16×16 APR1400 연료봉다발 모델이 3×3 연료봉다발 모델보다 크기가 작기 때문에 열전달계수가 작게 나타나지만 동일 Reynolds 수 조건에서는 16×16 APR1400 연료봉다발 모델이 더 높은 열전달계

수 분포를 보이고 있다. 이것은 봉직경과 봉과 봉과의 간격의 비가 3×3 연료봉 다발 모델보다 16×16 APR1400 연료봉다발 모델이 더 크기 때문인 것으로 판단된다.

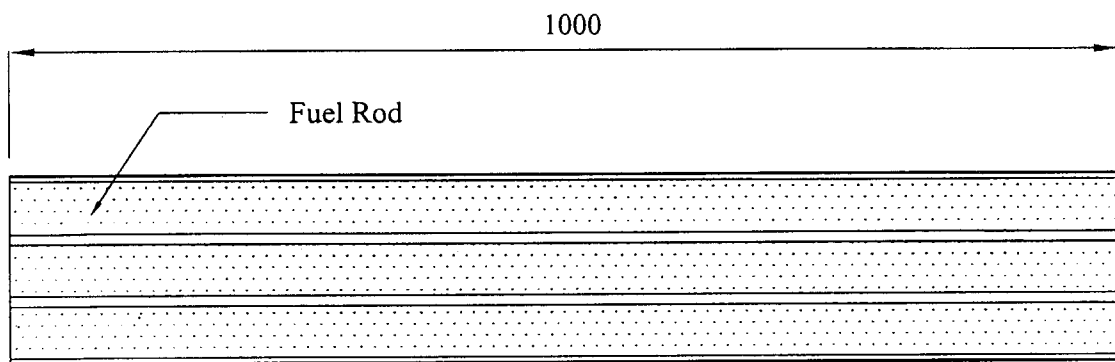
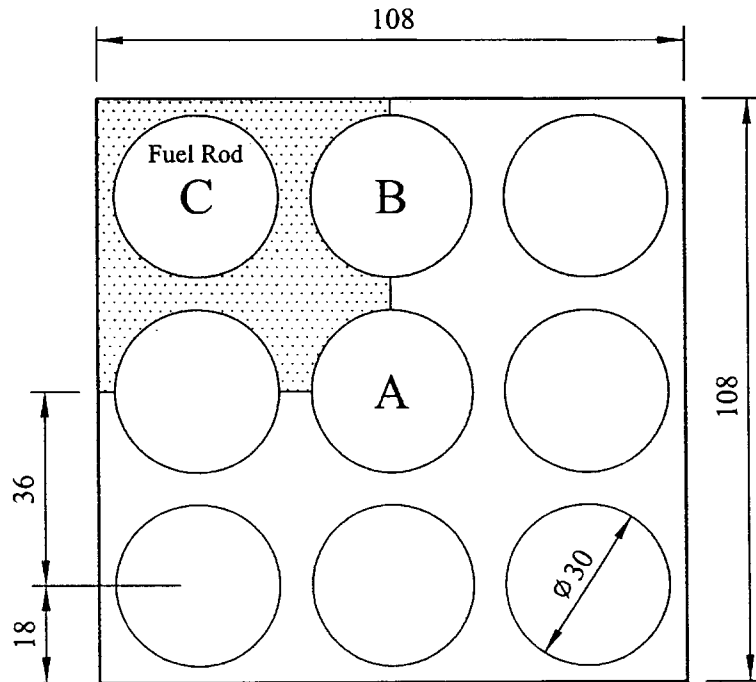
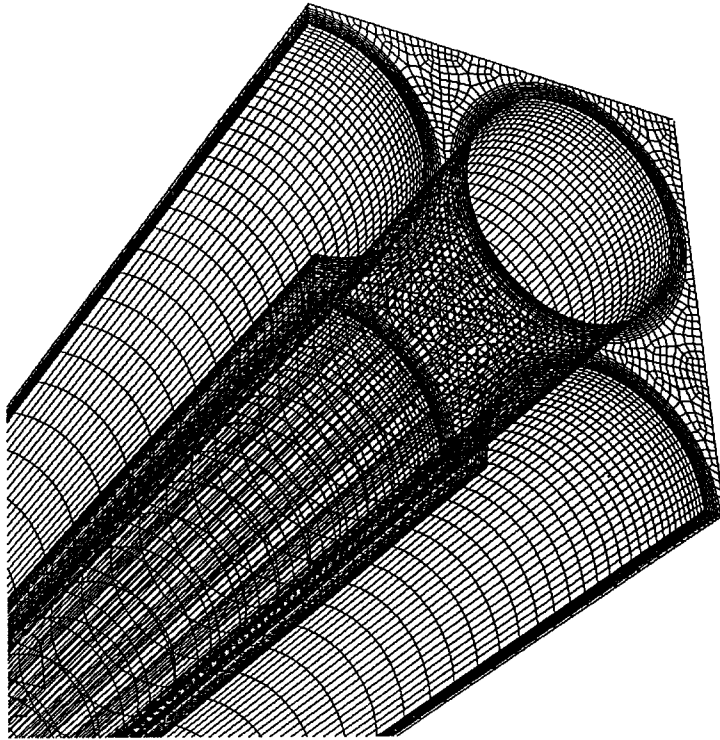
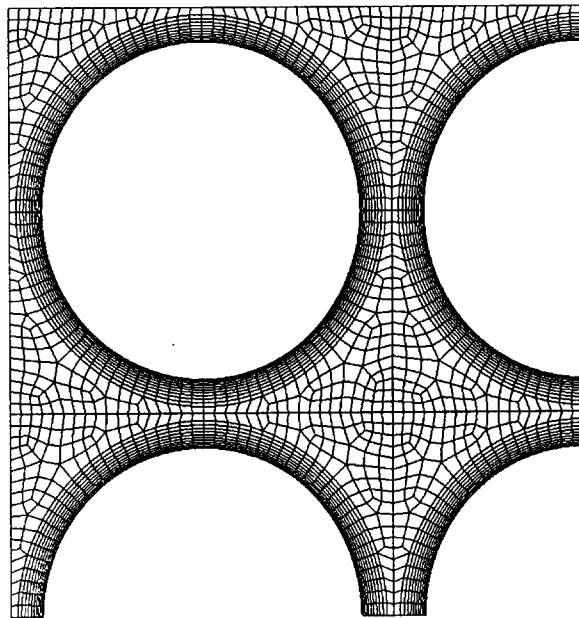


Fig. 1-1 Schematic of 3×3 rod bundle model

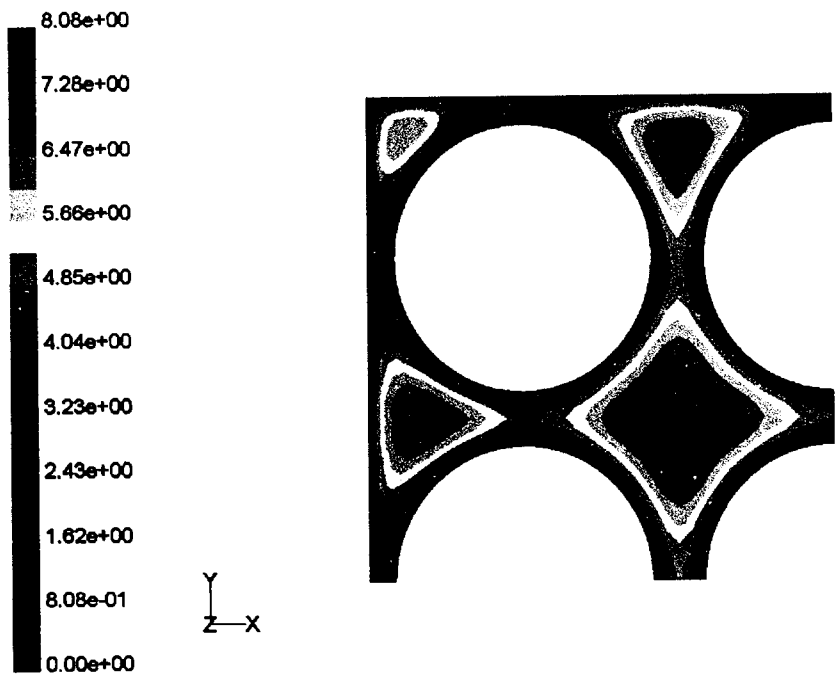


(a) 1/4 section

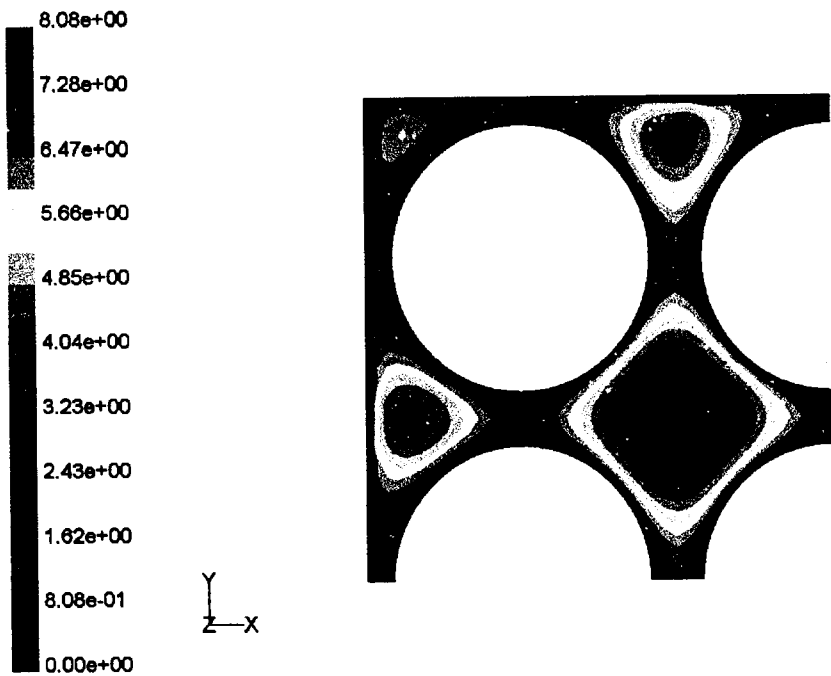


(b) X-Y plane

Fig. 1-2 Schematic of grid for 3x3 rod bundle model

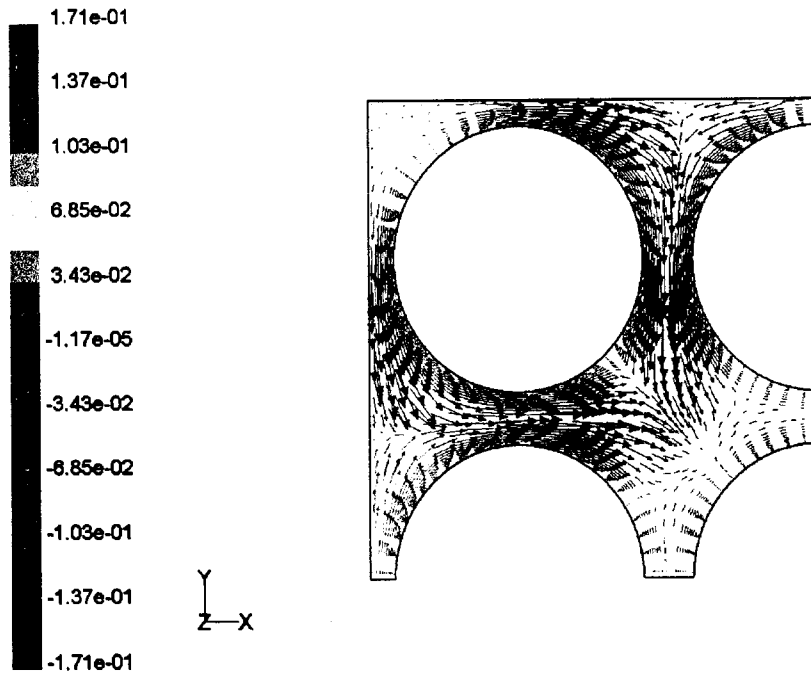


(a) $z = 0.2 \text{ m}$

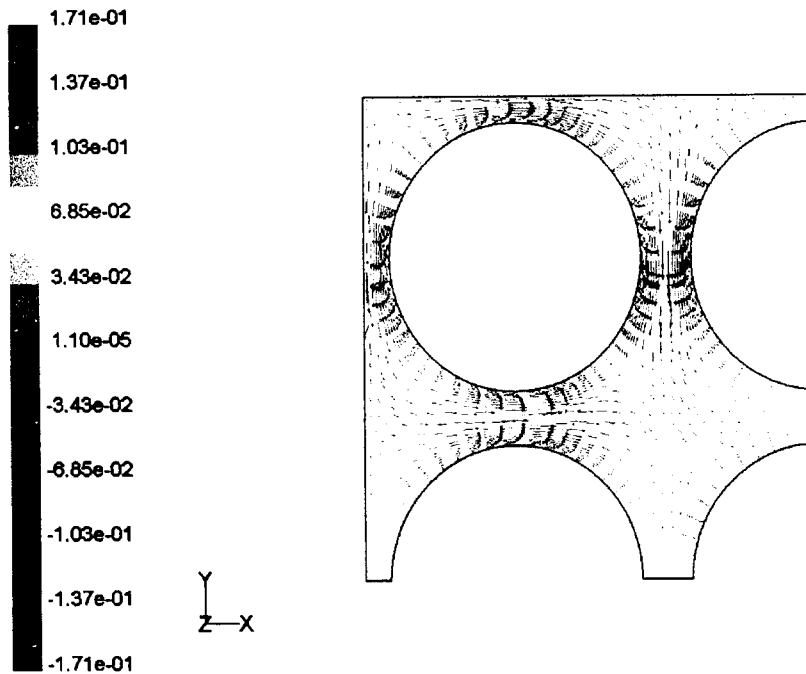


(b) $z = 0.8 \text{ m}$

Fig. 1-3 Axial velocity contour in 3×3 rod bundle model

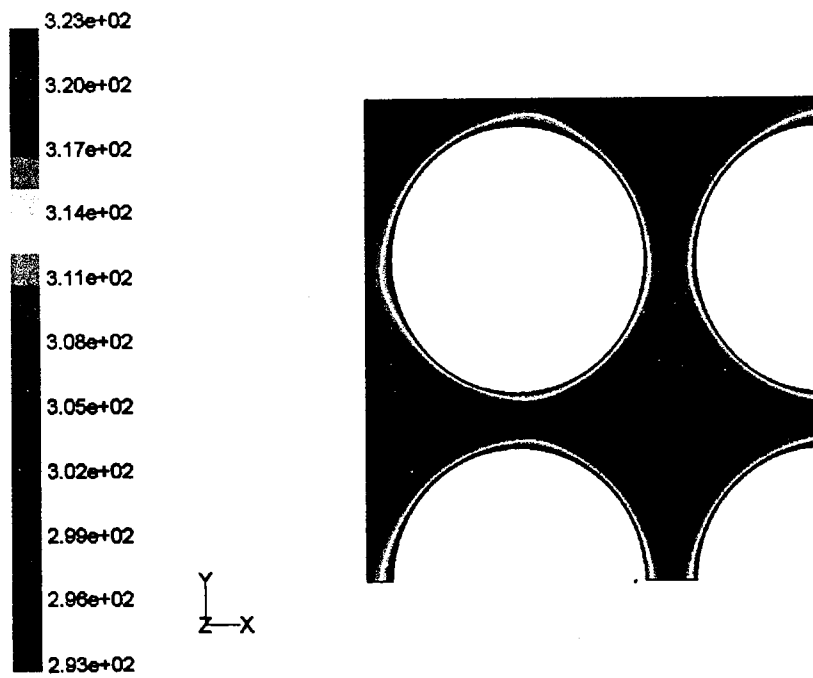


(a) $z = 0.2 \text{ m}$

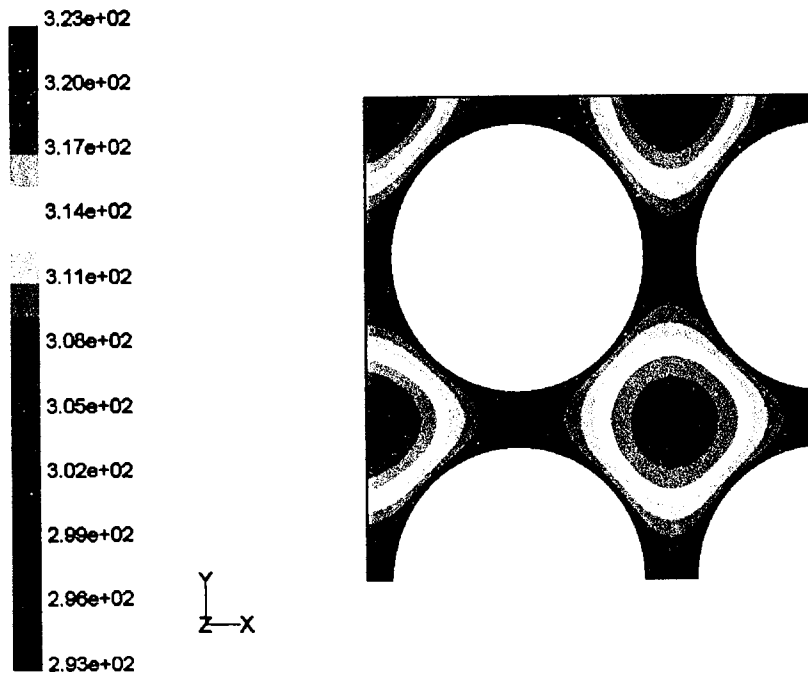


(b) $z = 0.8 \text{ m}$

Fig. 1-4 Velocity vector of secondary flow in 3×3 rod bundle model

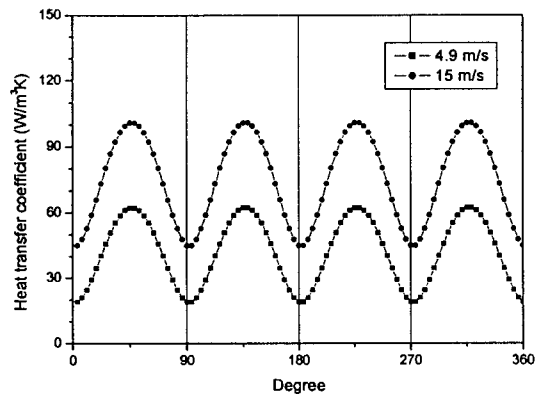


(a) $z = 0.2 \text{ m}$

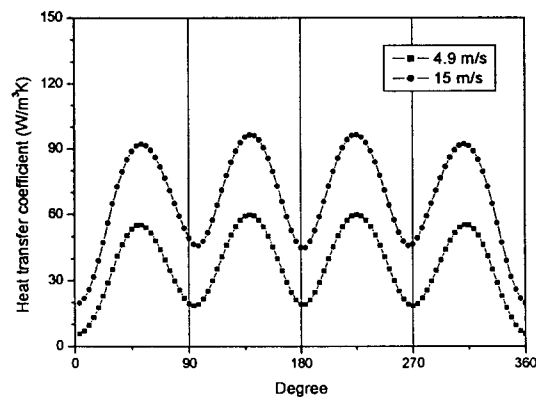


(b) $z = 0.8 \text{ m}$

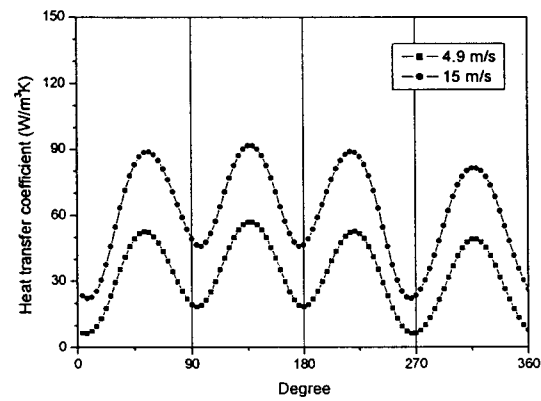
Fig. 1-5 Temperature contour in 3×3 rod bundle model



(a) rod A

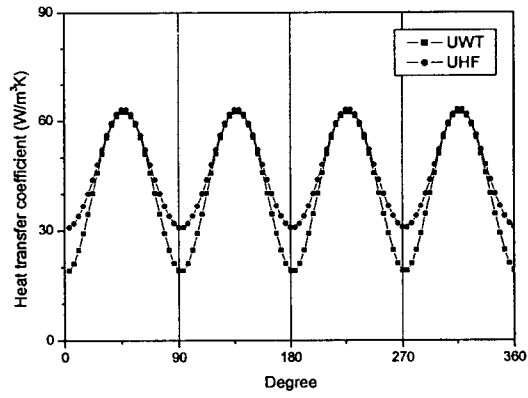


(b) rod B

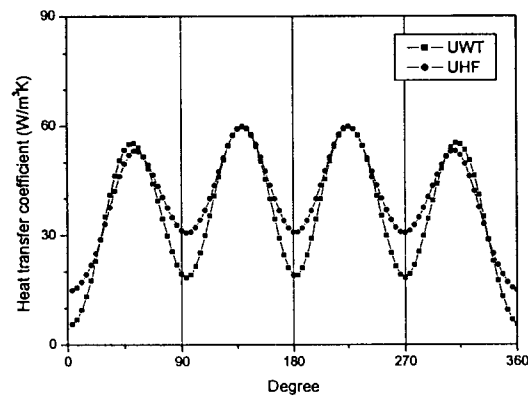


(c) rod C

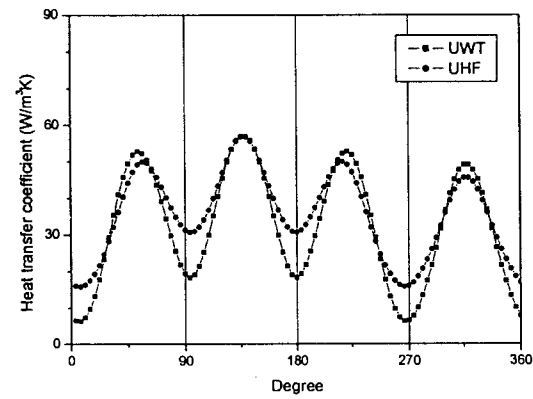
Fig. 1-6 Comparison of heat transfer coefficient at different inlet velocity



(a) rod A

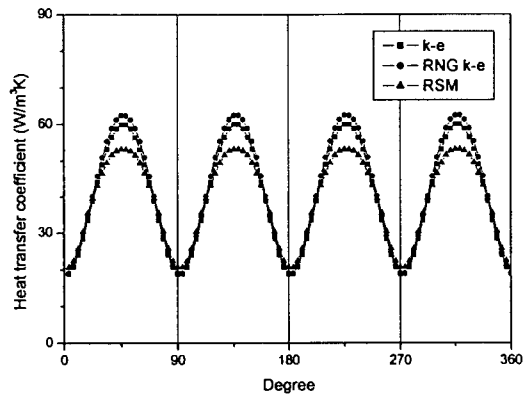


(b) rod B

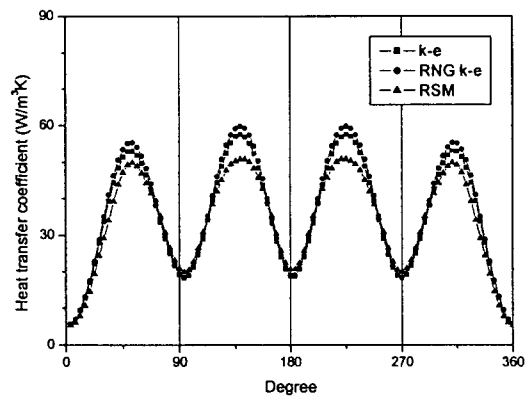


(c) rod C

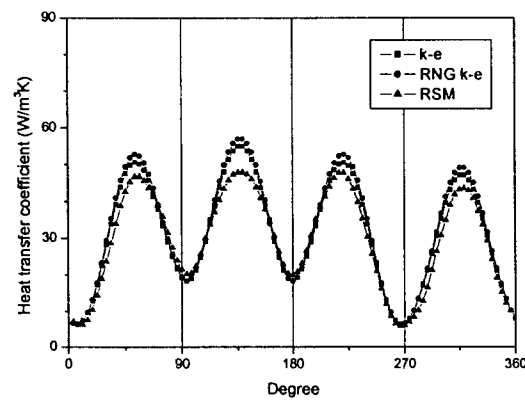
Fig. 1-7 Comparison of heat transfer coefficient for UWT(Uniform Wall Temperature) and UHF(Uniform Heat Flux)



(a) rod A



(b) rod B



(c) rod C

Fig. 1-8 Comparison of heat transfer coefficient for each turbulent model

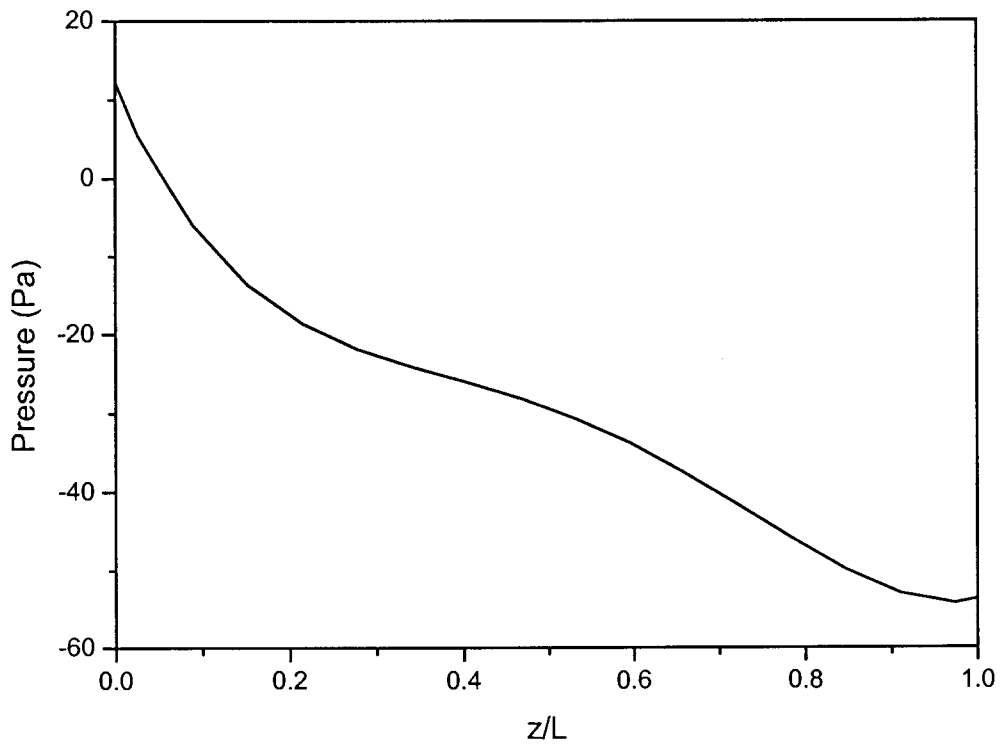
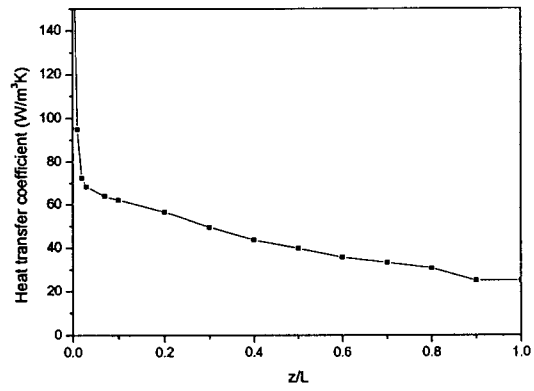
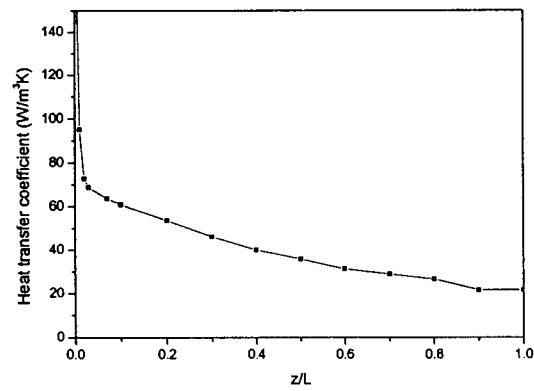


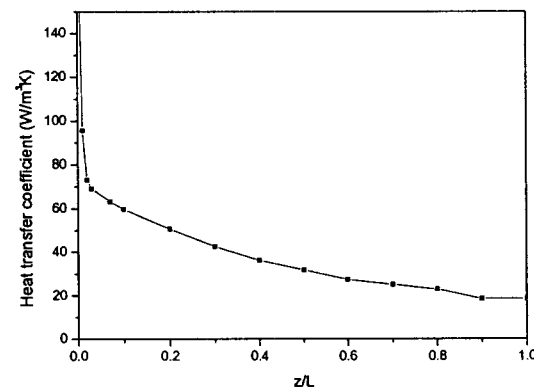
Fig. 1-9 Pressure drop along axial direction in 3×3 model



(a) rod A

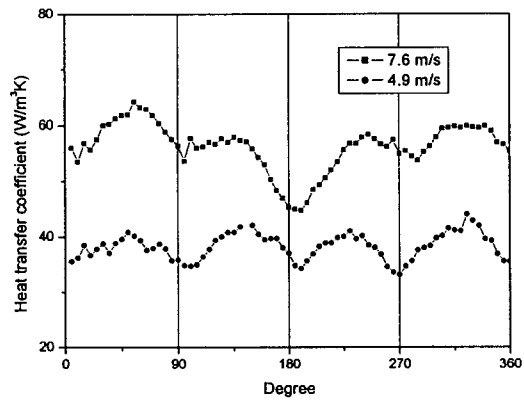


(b) rod B

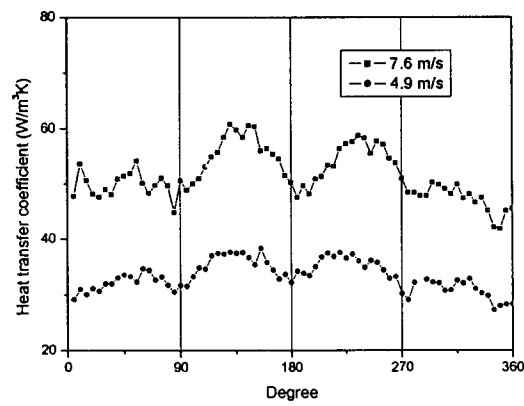


(c) rod C

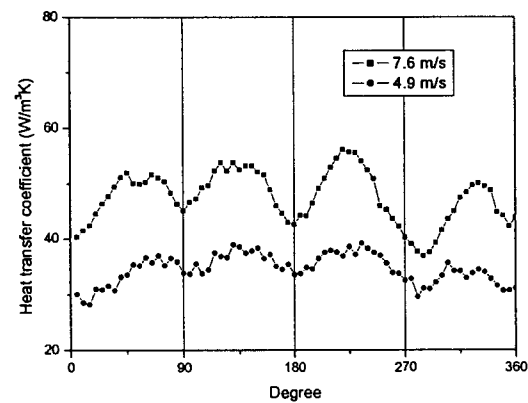
Fig. 1-10 Heat transfer coefficient along axial direction in 3×3 model



(a) rod A

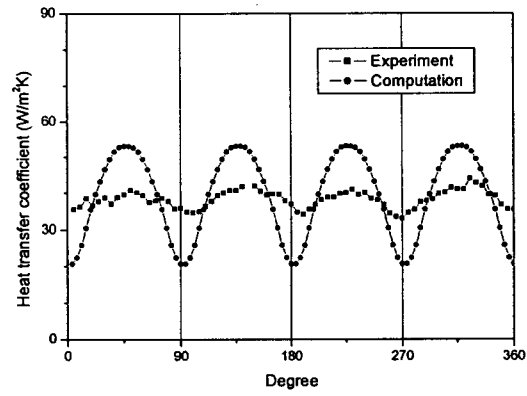


(b) rod B

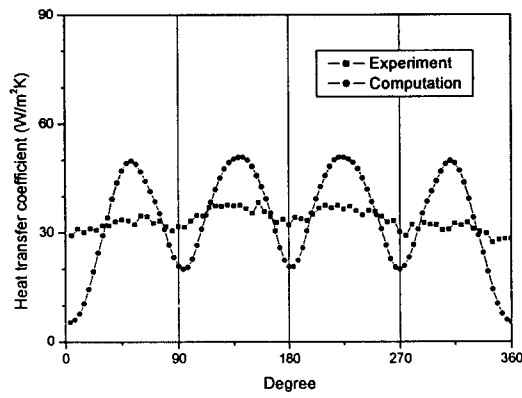


(c) rod C

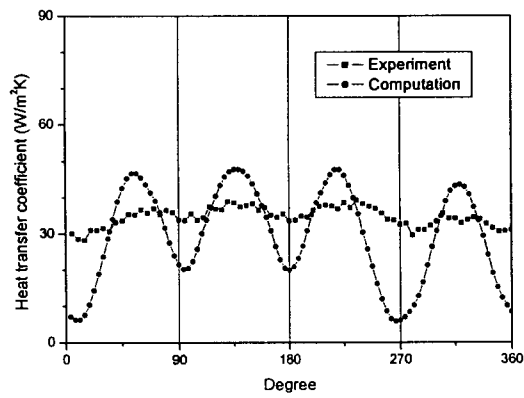
Fig. 1-11 Comparison of experimental data of heat transfer coefficient at different inlet velocity



(a) rod A



(b) rod B



(c) rod C

Fig. 1-12 Comparison of heat transfer coefficient for experimental data and computational data

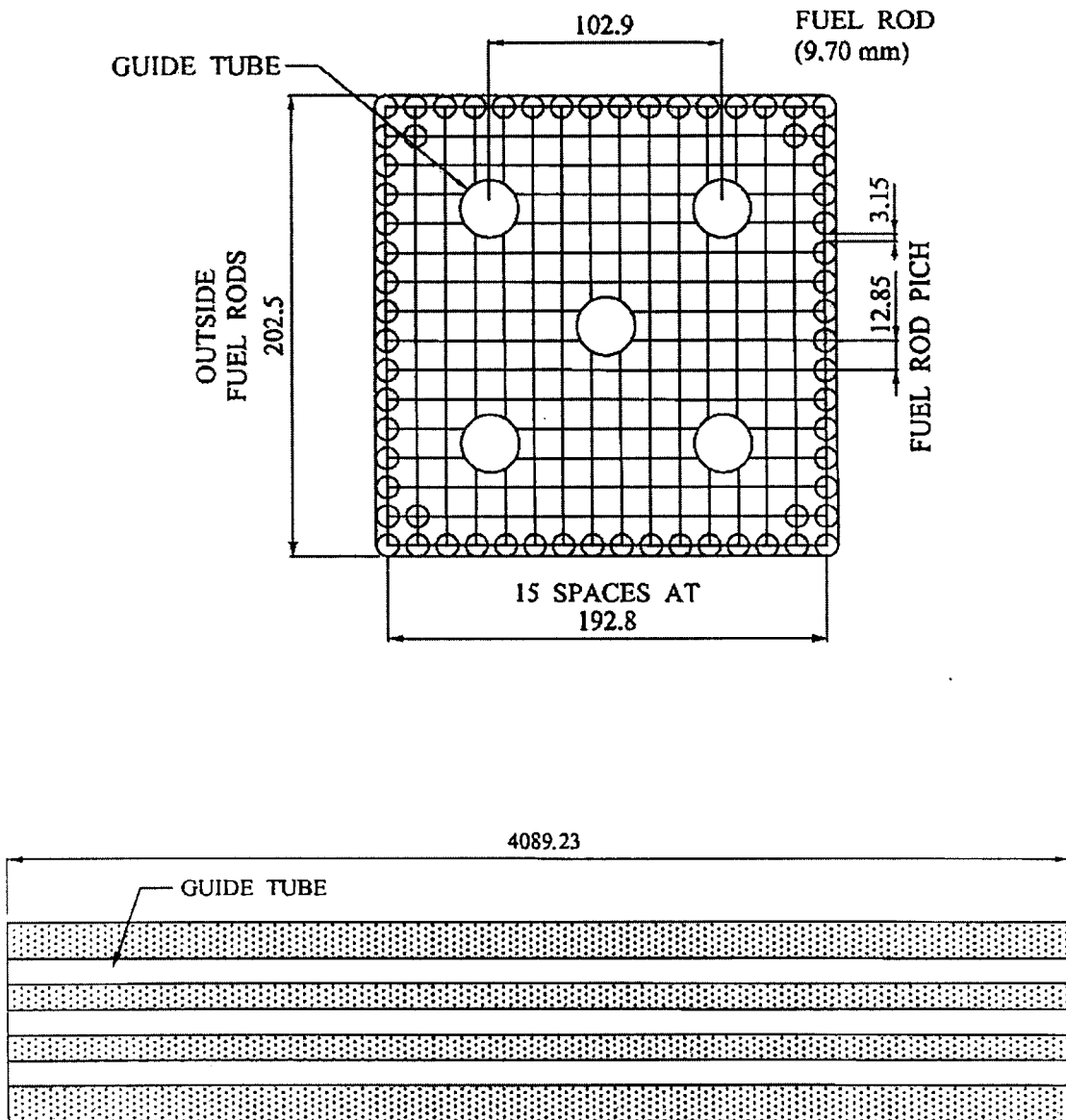


Fig. 1-13 Schematic of APR1400 rod bundle

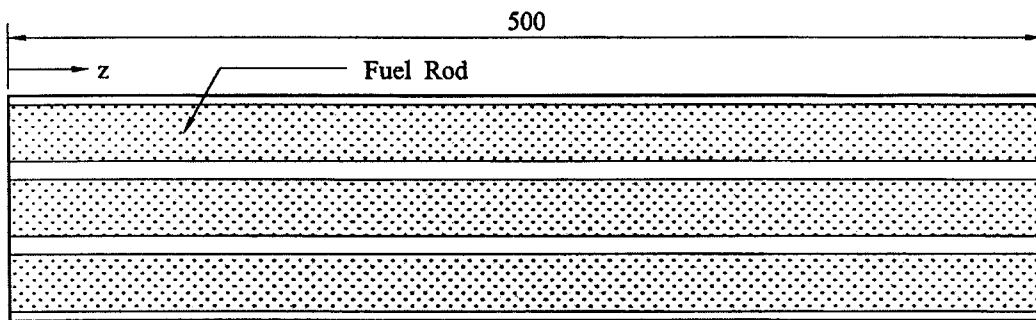
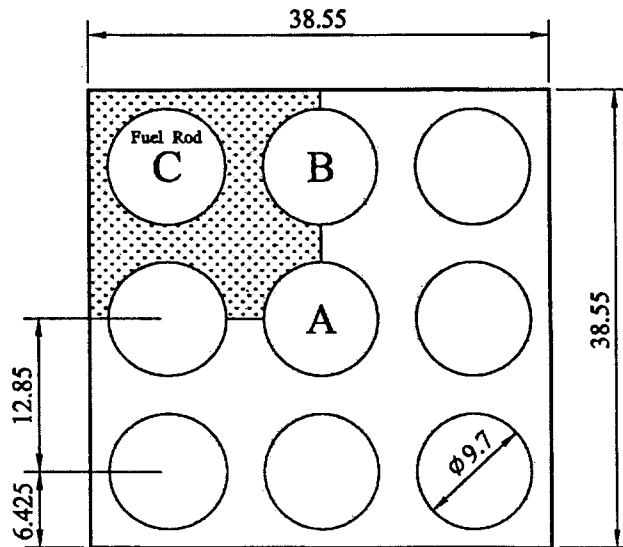
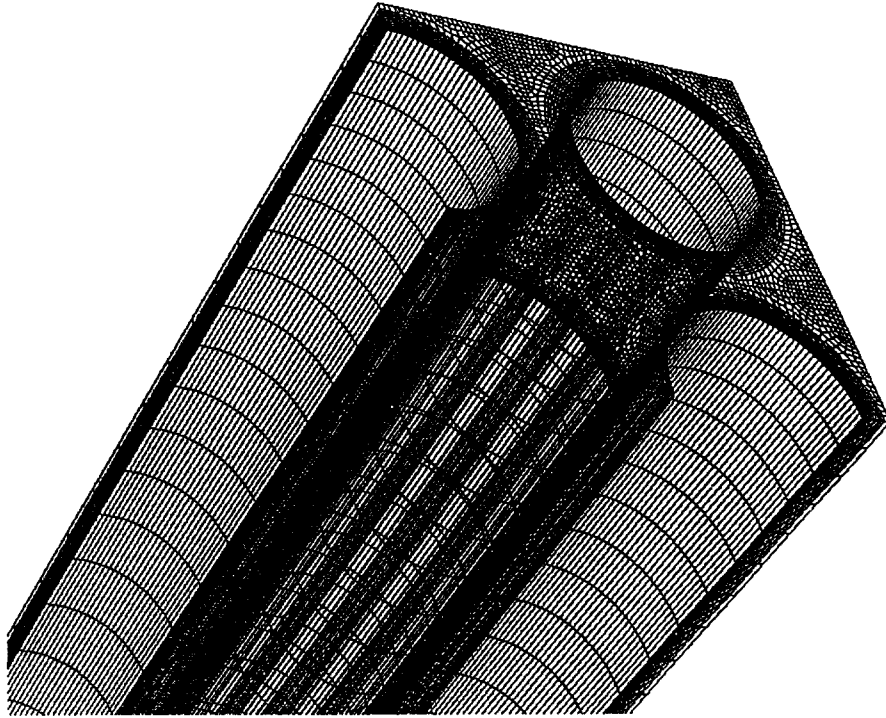
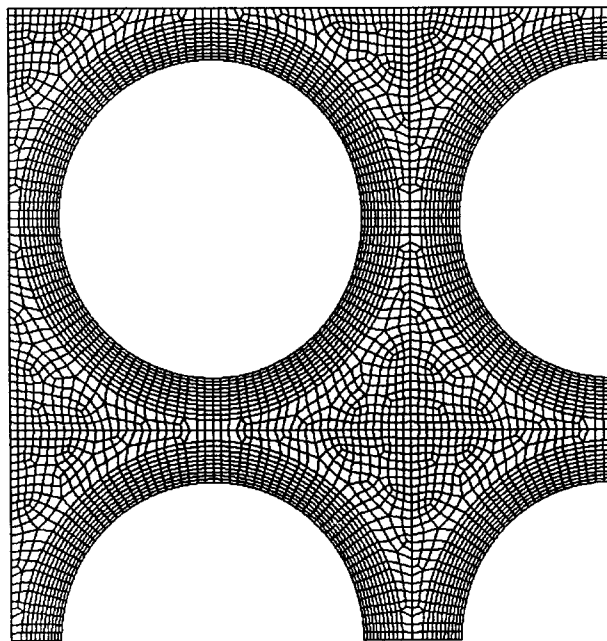


Fig. 1-14 Schematic of APR1400 rod bundle model

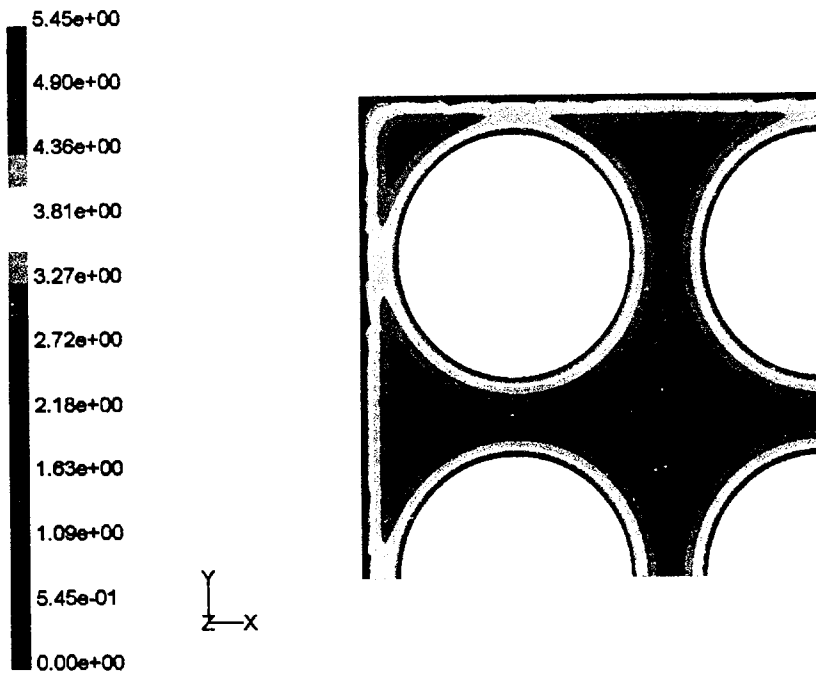


(a) 1/4 section

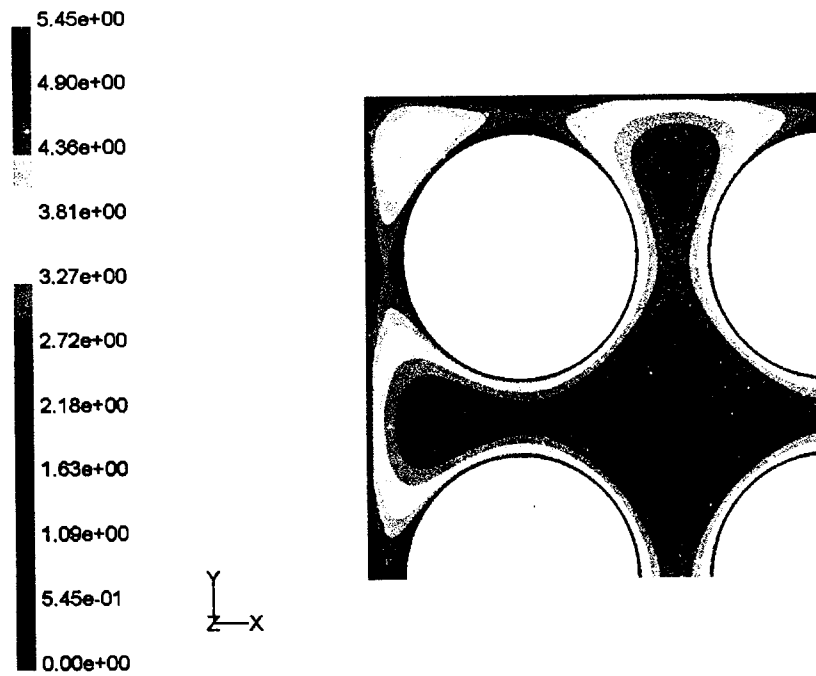


(b) X-Y plane

Fig. 1-15 Schematic of grid for APR1400 rod bundle model

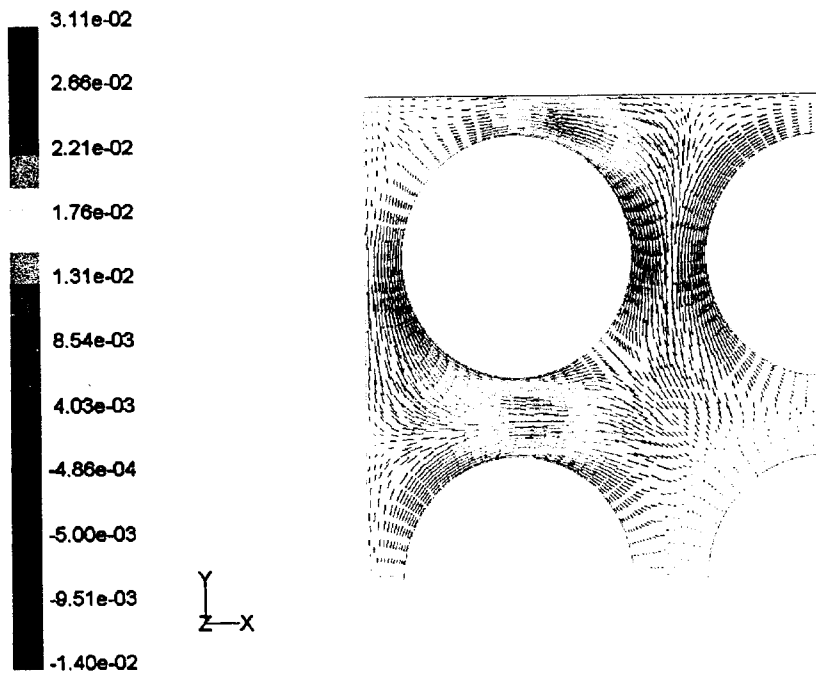


(a) $z = 0.1$ m

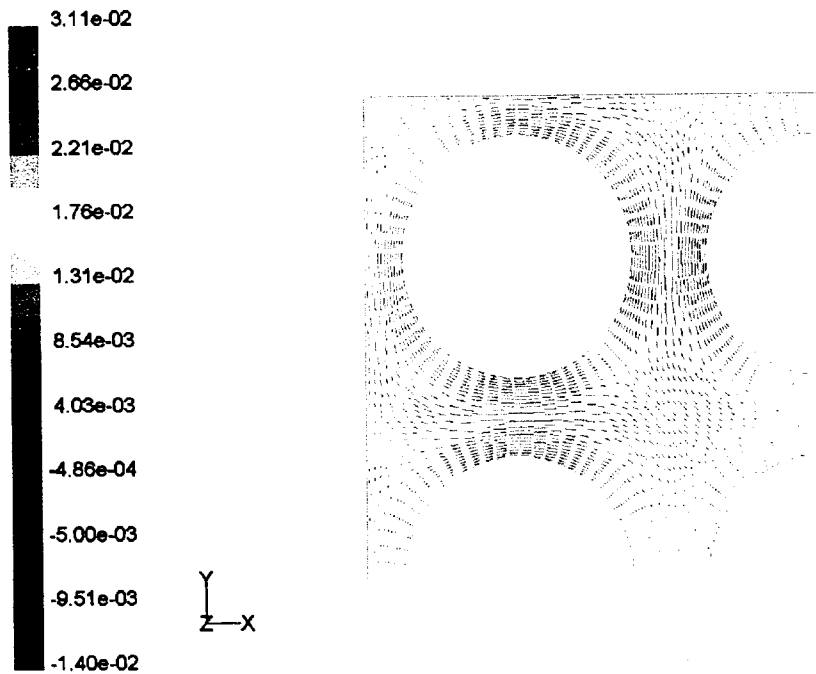


(b) $z = 0.4$ m

Fig. 1-16 Axial velocity contour in APRI400 rod bundle model

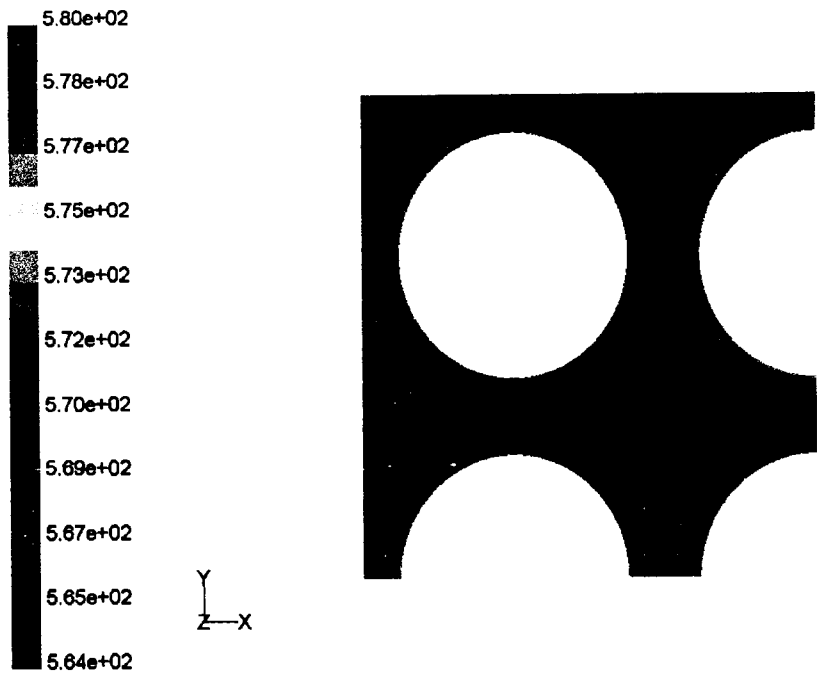


(a) $z = 0.1 \text{ m}$

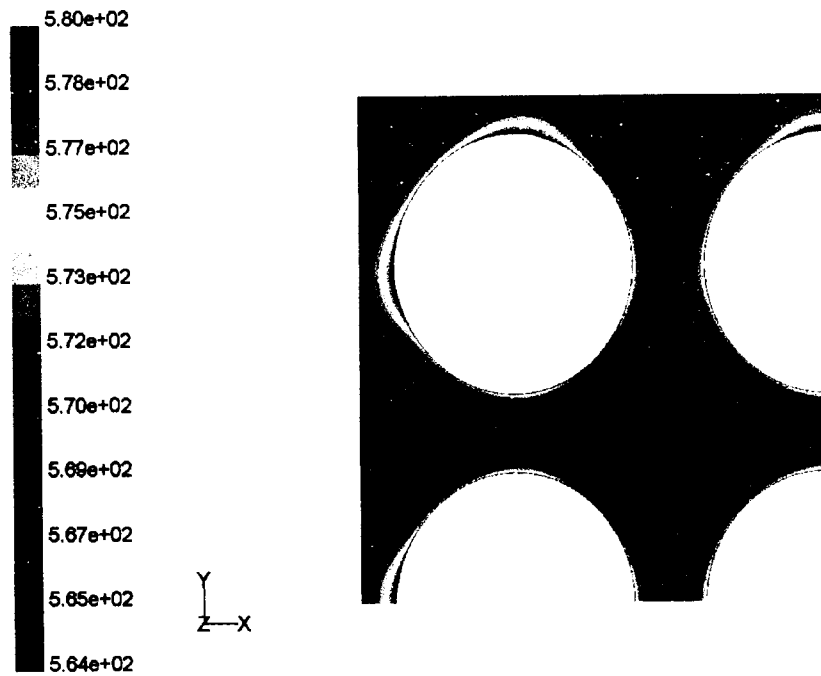


(b) $z = 0.4 \text{ m}$

Fig. 1-17 Velocity vector of secondary flow in APR1400 rod bundle model

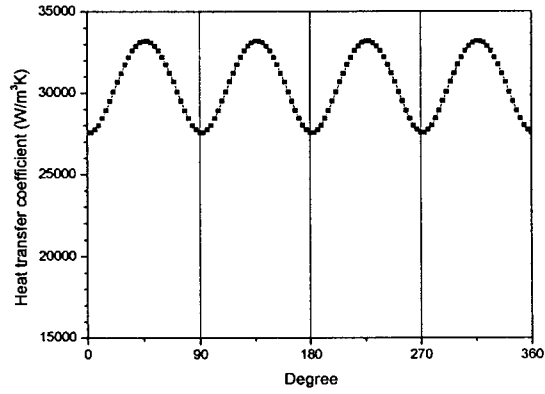


(a) $z = 0.1 \text{ m}$

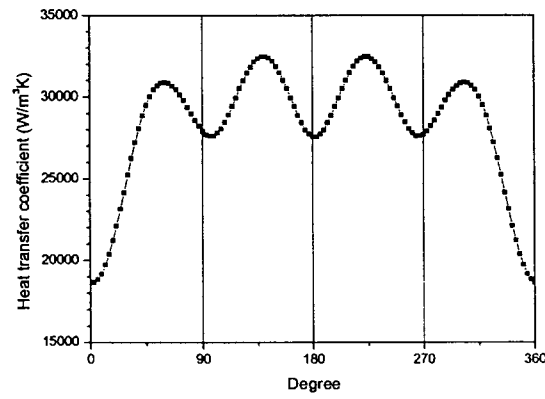


(b) $z = 0.4 \text{ m}$

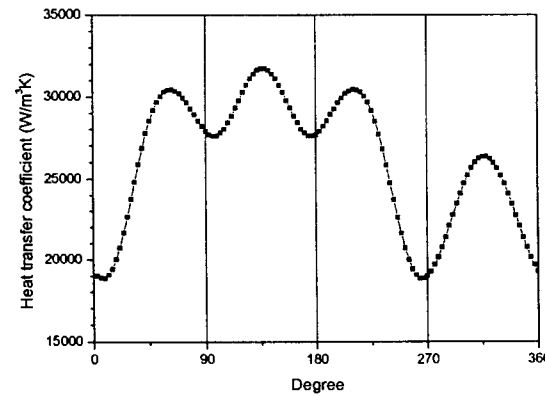
Fig. 1-18 Temperature contour in APR1400 rod bundle model



(a) rod A



(b) rod B



(c) rod C

Fig. 1-19 Circumferential distribution of heat transfer coefficient for each rod in APR1400 rod bundle model

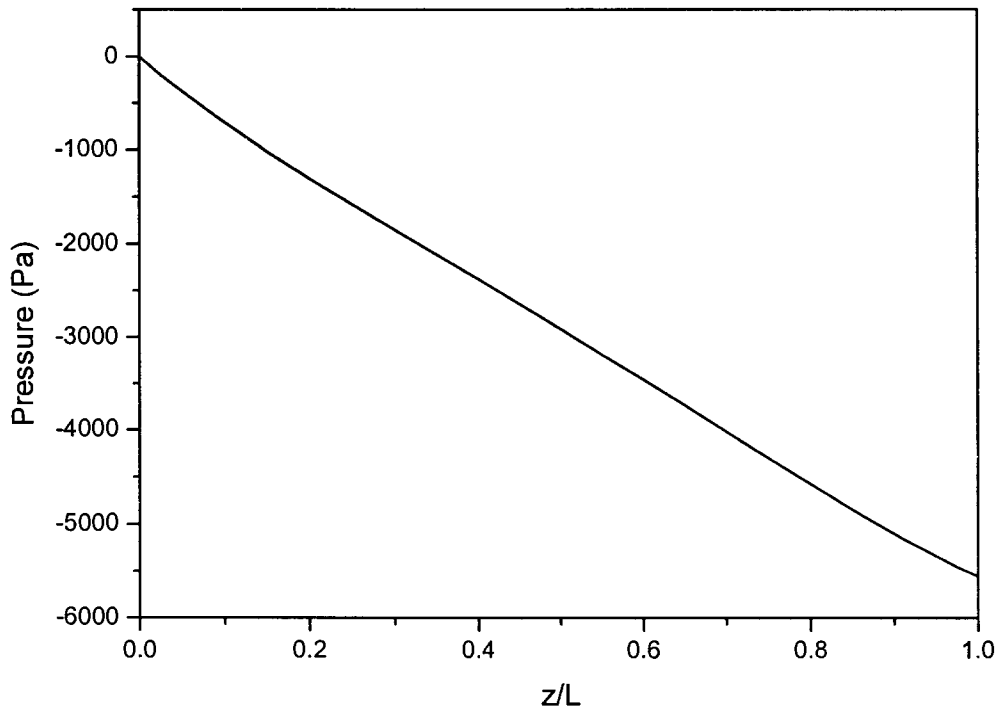
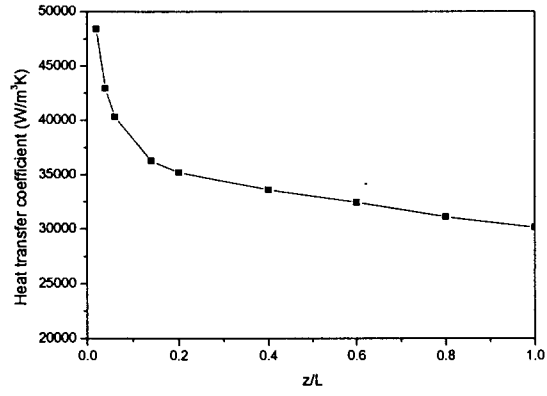
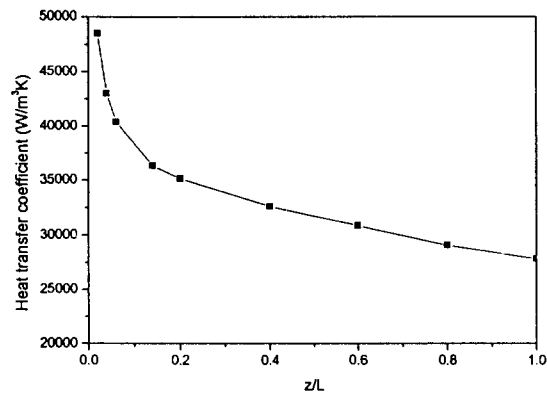


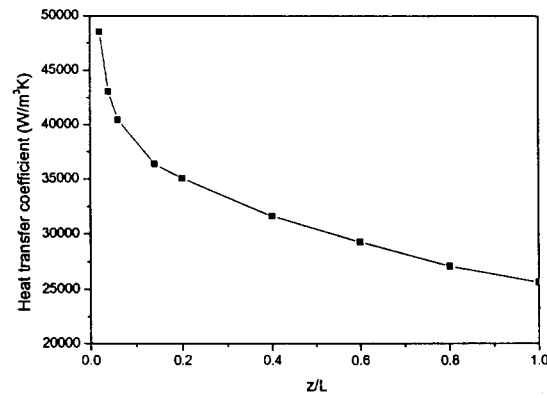
Fig. 1-20 Pressure drop along axial direction in APR1400 model



(a) rod A

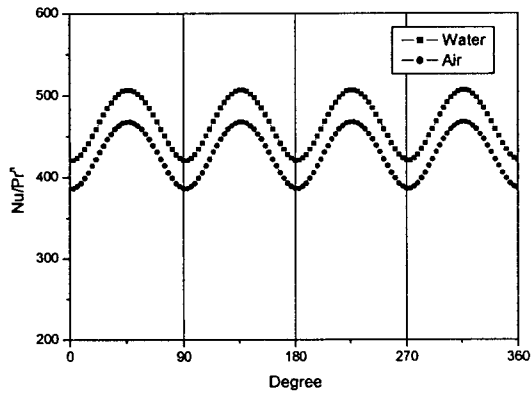


(b) rod B

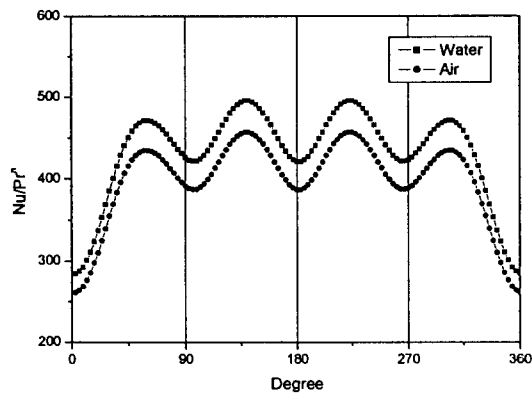


(c) rod C

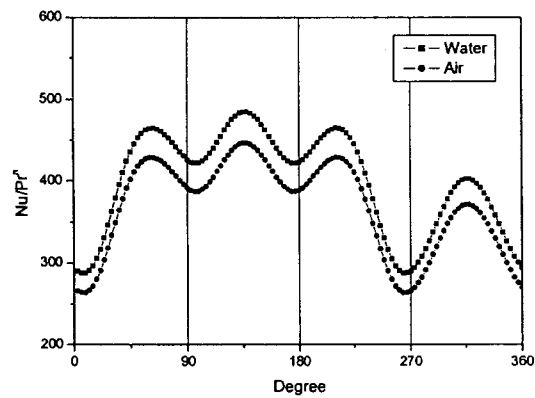
Fig. 1-21 Heat transfer coefficient along axial direction in APR1400 model



(a) rod A

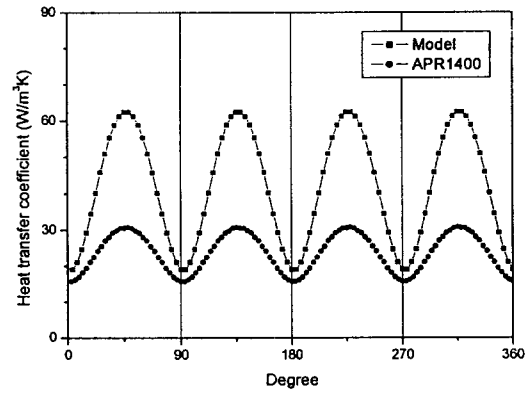


(b) rod B

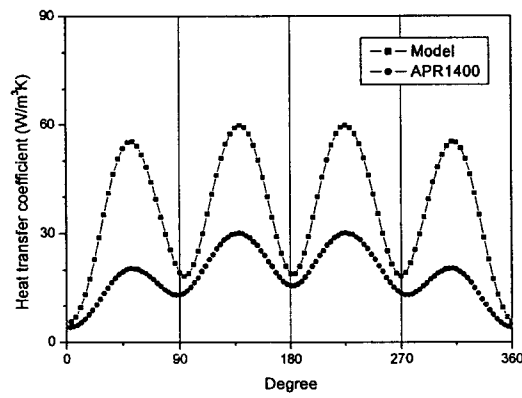


(c) rod C

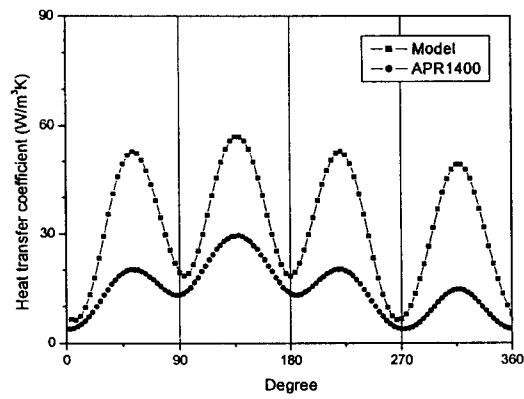
Fig. 1-22 Comparison of Nu/Pr^n for water and air



(a) rod A

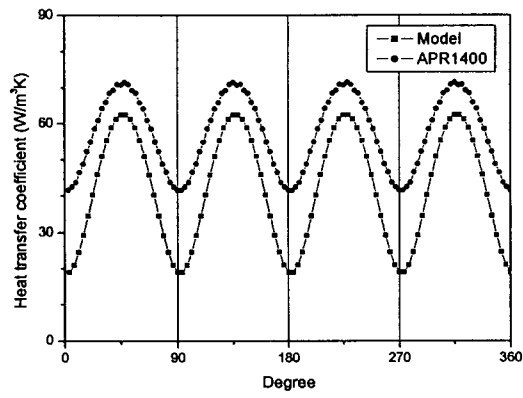


(b) rod B

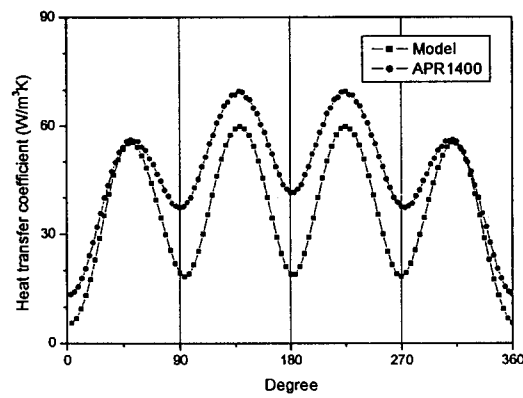


(c) rod C

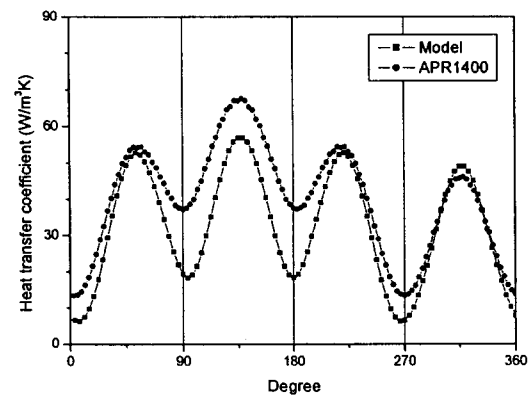
Fig. 1-23 Comparison of heat transfer coefficient at same inlet velocity for 3×3 model and APR1400 model



(a) rod A



(b) rod B



(c) rod C

Fig. 1-24 Comparison of heat transfer coefficient at same Reynolds number for 3×3 model and APR1400 model

제 2 절 원자로 내 유동 및 열전달 특성

1. 개요

1970년대 석유파동 이후 대체 에너지원으로서 각광받던 원자력 사업은 1979년의 TMI 사고와 1980년대 중반 러시아 Chernoby1 사고의 충격으로 크게 둔화되었다. 그러나 최근 각종 환경단체들이 제기한 바와 같이 화석 연료의 사용 증가가 생태계 파괴 및 이상 기후 등의 환경문제를 야기시킴으로써 향후 청정 에너지원에 대한 요구가 커지고 이에 따라 원자력 에너지의 역할은 더욱 강조될 것이다. 그러나, 에너지 자원의 획기적 전환점이 될 미래형 원자로 (소위, FBR이나 핵융합로)의 상용화가 대략 2030년 이후에나 가능한 것으로 예상되기 때문에, 이의 개발 이전까지는 이미 완숙 단계에 접어든 경수로 기술을 기본으로 한 원자력발전소의 건설을 예상할 수 있다. 그리고 TMI와 Chernoby1 사고이후, 지금까지 기존 경수로 설계에서 간과되었던 중대사고 (Severe Accidents)에 대한 대처 능력을 확보하고, 원전사업 추진에 필히 동반되어야 할 국민적 합의를 위해 원전의 안전성 향상이 필수적이며 또한 원전설비의 지나친 복잡성과 보완요건 적용 등에 따른 타 에너지원과의 경쟁력이 논란되고 있어 이를 해소하기 위해서는 안전성과 경제성이 획기적으로 향상된 차세대 원자로 및 노심, 안전해석 기술 개발이 필요하게 되었다. 또한, 장기 에너지 수급 전망과 국제적인 환경 규제에 능동적으로 대처하기 위해 다가올 2000년대에도 원자력발전소의 지속적인 건설이 불가피하다고 판단할 때, 준 국산화 에너지의 안정적 공급 기반구축을 위해 차세대 원자로를 개발함으로써 선진국 수준의 설계기술 능력을 확보하는 원자력 기술자립이 필요하다.

이와 같은 설계기술 능력 확보를 위해서는 원자로 내 유동 해석모델 개발과 평가자료 도출, 데이터베이스 구축이 필수적이며, 이에 따라 원자로 내 열유동 특성 연구와 평가자료의 필요성이 절실했다. 그러나 그동안의 차세대 원자로내 열유동 특성 평가는 1-D 전산코드에 의해 수행되어, 구체적인 열유동 특성을 명확히 규명하지 못하고 있으며, 특히 차세대 원자로는 세계적으로 처음 설계, 제작되는 원형로(Prototype) 개념으로 노내 실증실험 등도 수행된 바 없어, 현재까지 객관적인 열유동장 특성이 규명되지 못했다. 이에 본 연구에서는 원자로 내에서의 열유동 특성을 열유동 해석코드인 FLUENT를 이용하여 해석함으로써 단계적

인 기술 축적으로 국내 실정에 적합한 미래형 원자로의 자력개발을 위한 기반을 구축하고 안전성 회복에 기여하여 원자력 발전의 신뢰도를 높이며, 최적설계에 반영하여 경제성 향상에도 이바지 할 수 있을 것으로 기대된다.

2. 지배방정식

원자로내 유동 및 열전달 특성을 구하기 위한 지배방정식인 연속방정식과 운동량방정식, 에너지 방정식은 앞 절에서 소개한 것과 같고, 난류모델도 앞 절에서 소개한 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하여 계산하였다. 원자로내 구조는 매우 복잡한 형상을 하고 있기 때문에 하부 plenum 영역과 하부지지구조물, 노심영역, 핵연료정렬판 등은 Porous Media 모델을 사용하여 계산하였다.

Porous Media 모델은 packed bed, filter paper, 구멍이 뚫린 판, flow distributor, tube bank 등 여러 가지 문제에 적용시킬 수 있다. Porous Media 모델을 사용할 때는 유동의 압력손실을 구하여 Porous zone를 결정하고, 열전달 문제는 Porous zone과 유체유동 사이의 열적 평형을 가정하여 표현한다.

Porous Media의 운동량방정식과 에너지방정식은 다음과 같다.

$$S_i = \sum_{j=1}^3 D_{ij} \mu U_j + \sum_{j=1}^3 C_{ij} \frac{1}{2} \rho |U_j| U_j \quad (2-1)$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial t} (\phi \rho_f h_f + (1-\phi) \rho_s h_s) + \frac{\partial}{\partial x_i} (\rho_f u_i h_f) = \\ \frac{\partial}{\partial x_i} \left(k_{eff} \frac{\partial T}{\partial x_i} \right) - \phi \frac{\partial}{\partial x_i} \sum_j h_f J_j + \phi \frac{Dh}{Dt} + \phi \tau_{ik} \frac{\partial u_i}{\partial x_k} + \phi S_f^h + (1-\phi) S_s^h \end{aligned} \quad (2-2)$$

Porous Media에서의 에너지 방정식을 구하기 위해서는 Porous Media 고체의 열전도계수와 유체의 열전도 계수를 체적 평균을 하여 구하게 된다. Porous Media의 유효 열전도 계수(effective conductivity) k_{eff} 는 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$k_{eff} = \phi k_f + (1-\phi) k_s \quad (2-3)$$

여기서 ψ 는 Porous media의 porosity, k_f 는 유체의 열전도 계수, k_s 는 고체의 열전도 계수이다.

3. 전산해석기법

원자로가 정상상태로 운전하는 조건에 대해서 원자로 하부 부분이나 노심영역에서 강한 와류가 형성되므로 난류모델은 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하였고, 1차 풍상차분법(first order upwind scheme), 그리고 SIMPLE 알고리즘을 사용하여 수치해석을 수행하였다.

4. 전산해석 결과 및 고찰

Fig. 2-1은 원자로 내부의 개략도로서 왼쪽의 관은 저온관(cold leg)으로 입구의 역할을 하고, 오른쪽의 관은 고온관(hot leg)으로서 저온관을 통해 들어온 물이 원자로 노심을 통과하여 빠져나가는 출구 역할을 하게 된다. 그림에서 노심영역은 저온관과 고온관 바로 아래 쪽 중앙부분으로 16×16 핵연료집합체가 놓이게 된다. 노심영역 아래부분은 하부지지구조물 및 하부 plenum 영역이고, 노심영역 위쪽은 핵연료 정렬판 영역이다. 저온관으로 들어오는 물의 양은 166.6×10^6 lbm/hr으로 이것을 속도로 환산하면 17.91 m/s이고, 물의 온도는 555 F(563.7 K)이다. down comer를 지난 물이 하부 plenum 영역과 하부 지지구조물을 통과할 때 압력강하는 12.97 psi이고, 노심영역을 지날때는 18.19 psi, 핵연료 정렬판에서는 9.08 psi이다. 노심에서 발생하는 열량은 1.35906×10^{10} Btu/hr으로 노심의 부피로 나누어 단위부피당 열량을 계산하면 1.273945×10^8 W/m³이 된다.

Fig. 2-2는 원자로의 계산영역을 나타내고 있다. 평면도를 볼 때 상하, 좌우 대칭이므로 전체 영역의 1/4만을 모델링하였고, 핵연료 정렬판 위쪽으로는 유동이 3% 미만이므로 유동이 없다고 가정하여 아래부분만 모델링하였다. 노심영역은 정렬격자를 사용하여 균일한 격자분포를 나타나게 모델링하였고, 핵연료 정렬판과 저온관, 고온관이 만나는 부분은 형상이 복잡하기 때문에 비정렬격자를 사용하였으며, 하향통로(down comer)를 지나 노심으로 유동이 들어가는 하부 plenum 영역과 하부지지구조물 영역은 계산의 정확도를 위해 격자를 집중시켰다.

하부지지구조물과 노심 영역, 핵연료 정렬판 영역을 Porous Media로 처리하여 계산하였으며, 노심 영역에서는 일정한 열이 방출하는 Heat source로 처리하여 계산을 수행하였다.

Fig. 2-3은 원자로 내에서의 속도벡터로서 저온관을 통해 들어온 물이 원자로 내부용기(core support barrel)와 만나면서 하향통로를 통해 하부 plenum 쪽으로 들어온다. 하부 plenum 영역으로 들어온 물은 크게 회전류를 형성하면서 하부지지구조물 영역을 지나 노심 영역으로 들어오며, 노심 영역에서는 압력강하가 크게 일어나므로 비교적 균일한 속도로 통과하게 된다. 노심 영역을 통과한 물은 가속되어 고온관을 통해 빠르게 배출된다. 고온관을 통해 빠져나가는 물의 속도벡터와 하부 plenum 부근에서 발생하는 강한 회전류의 속도벡터가 Fig. 2-4에 잘 나타나 있다.

Fig. 2-5는 노심영역 중앙단면에서의 속도분포로서 하부 plenum 영역과 하부지지구조물 영역에서는 강한 회전류의 영향으로 속도분포가 불균일 하지만, 노심영역은 균일한 분포로 통과하고 있으며, 노심영역의 bypass되는 영역의 속도가 핵연료 집합체를 통과하는 속도보다 높게 나타나고 있다.

Fig. 2-6은 하향통로 중앙 단면의 속도분포를 나타낸 그림이다. 저온관을 통해 들어온 물은 원자로 내부용기와 만나면서 강한 회전류를 형성하고, 원자로 아래 쪽으로 가면서 점차 균일한 속도를 나타낸다. 그림에서 저온관의 오른쪽으로 속도분포가 빠른 것은 오른쪽에 또 다른 저온관이 배치되어 있기 때문에 하향통로 영역에서는 고온관이 위치한 왼쪽 영역보다 큰 속도를 가지게 된다.

Fig. 2-7은 원자로내의 압력분포로서 저온관으로 들어온 물은 원자로 내부용기와 만나면서 압력이 증가하고, 하향통로를 통과하면서 점차 압력이 감소하다가 하부 plenum 영역에서 강한 회전류에 의해 압력이 상승한다. 원자로 하부 지지구조물과 노심 영역을 지나면서 압력이 점차 감소하여 낮은 압력으로 고온관을 빠져나가게 된다. Fig. 2-8은 원자로 외부용기와 원자로 하향통로 중앙단면의 압력분포로서 앞서 고찰한 바와 같이 원자로 아래쪽으로 유동이 흐르면서 압력이 점차 감소하고, 원자로 아래 하부 plenum 영역에서는 회전류에 의한 압력 상승효과를 관찰할 수 있다. 전체적인 원자로를 통과한 저온관과 고온관의 압력차는 0.506 MPa 정도이다.

Fig. 2-9는 노심영역 중앙단면에서의 압력분포로서 노심 단면에서는 균일한 압력분포를 보이고 있다. Fig. 2-10은 노심영역 중앙단면에서의 온도분포로서 온도

분포 역시 균일한 분포를 보이고 있다.

Fig. 2-11은 원자로내의 온도분포를 나타낸 것이다. 저온관을 통해 들어온 저온(563.7 K)의 물은 하향통로를 통과하고 하부 plenum 영역과 하부 구조 지지물 영역에 이르는 동안 입구 온도를 유지하다가 노심영역을 통과하면서 온도가 점차 상승하게 되어 높은 온도(593.4 K)로 고온관을 통해 빠져나가게 된다. 이 때 고온관을 통해 빠져나가는 온도 593.4 K는 차세대원전에 제시한 597 K(615 F)와 거의 일치하고 있음을 알 수 있다.

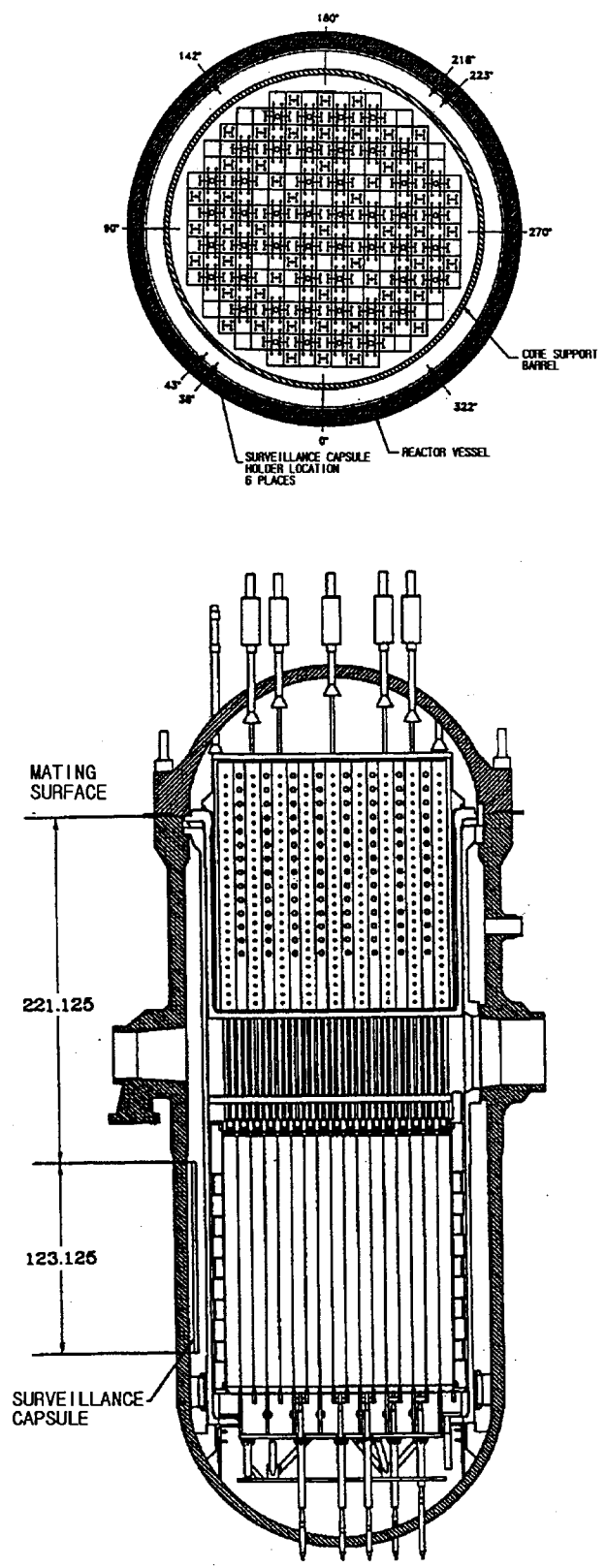


Fig. 2-1 Schematic of reactor vessel

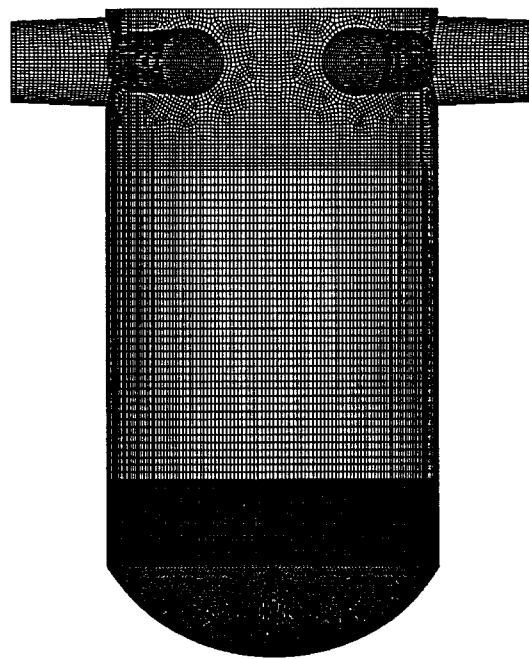
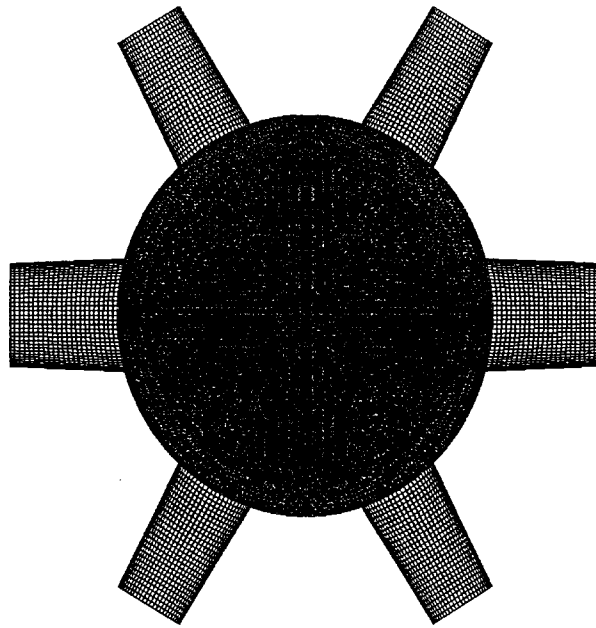


Fig. 2-2 Schematic of grid for reactor vessel

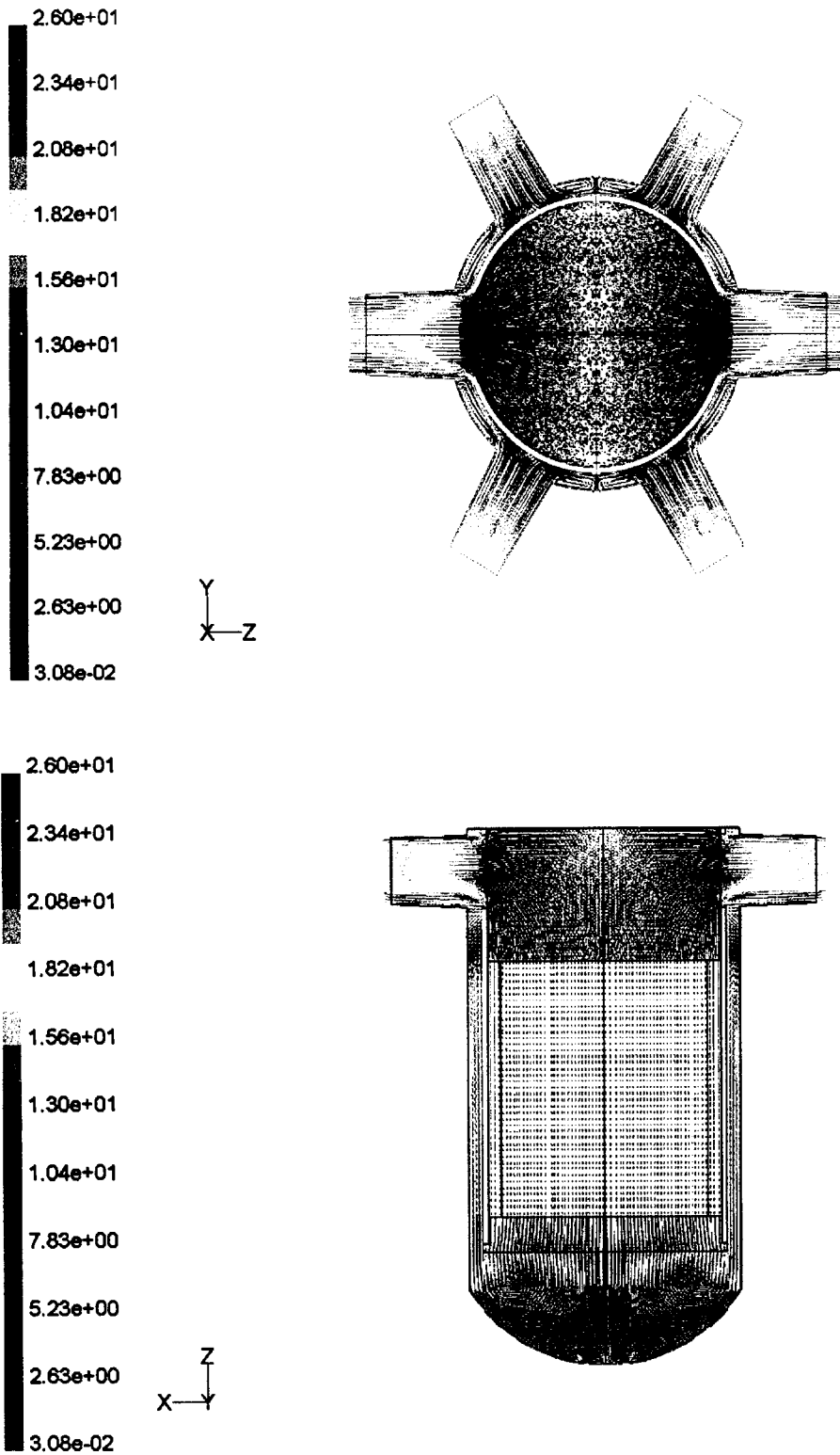
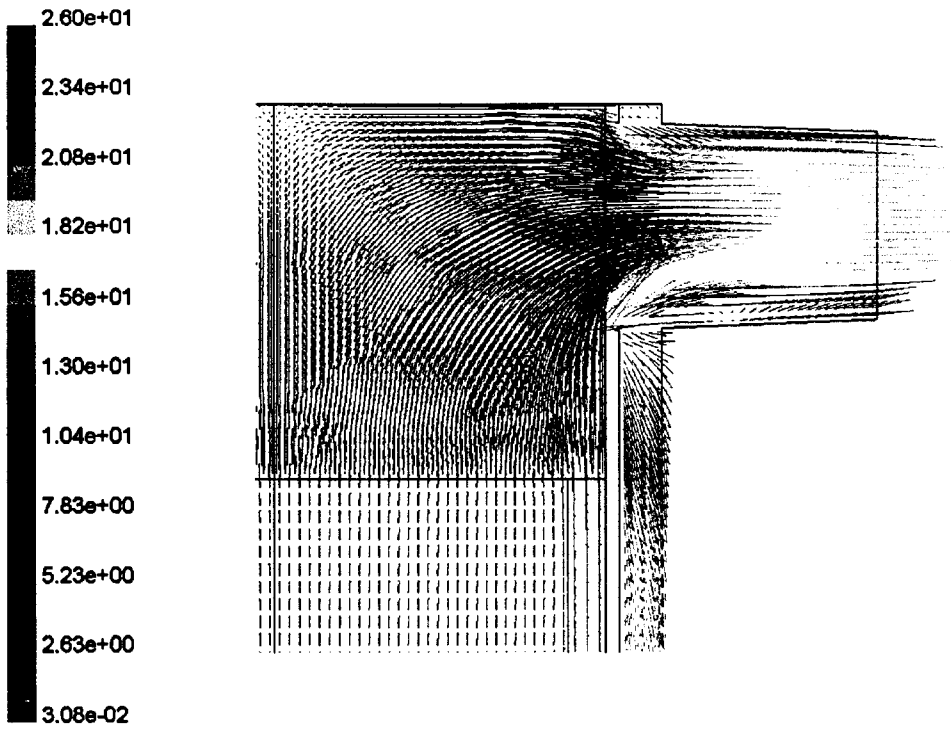
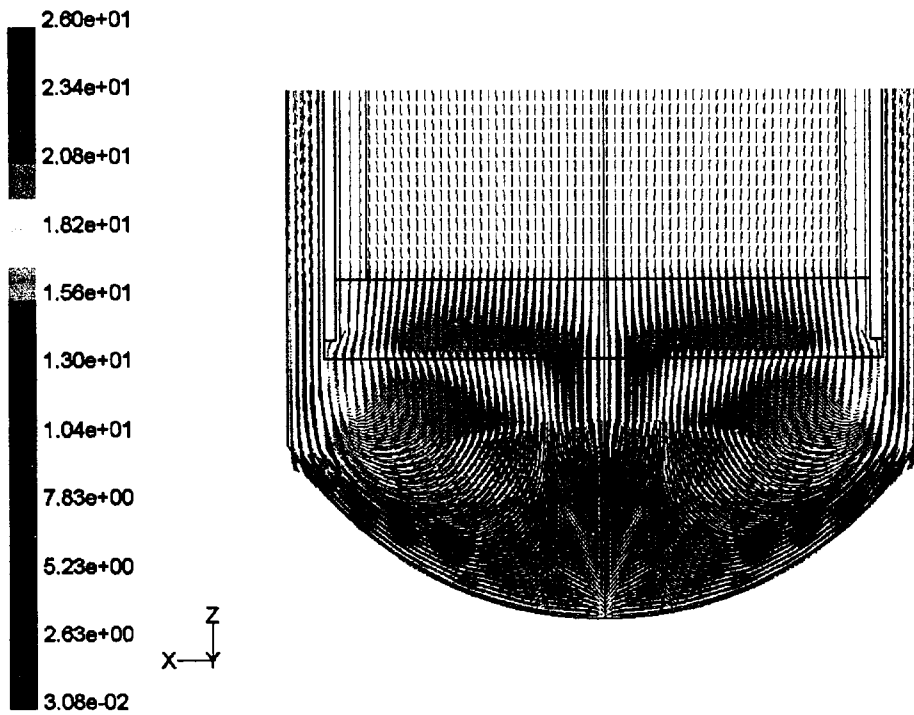


Fig. 2-3 Velocity distribution in reactor vessel



(a) hot leg



(b) lower plenum

Fig. 2-4 Velocity distribution of hot leg and lower plenum

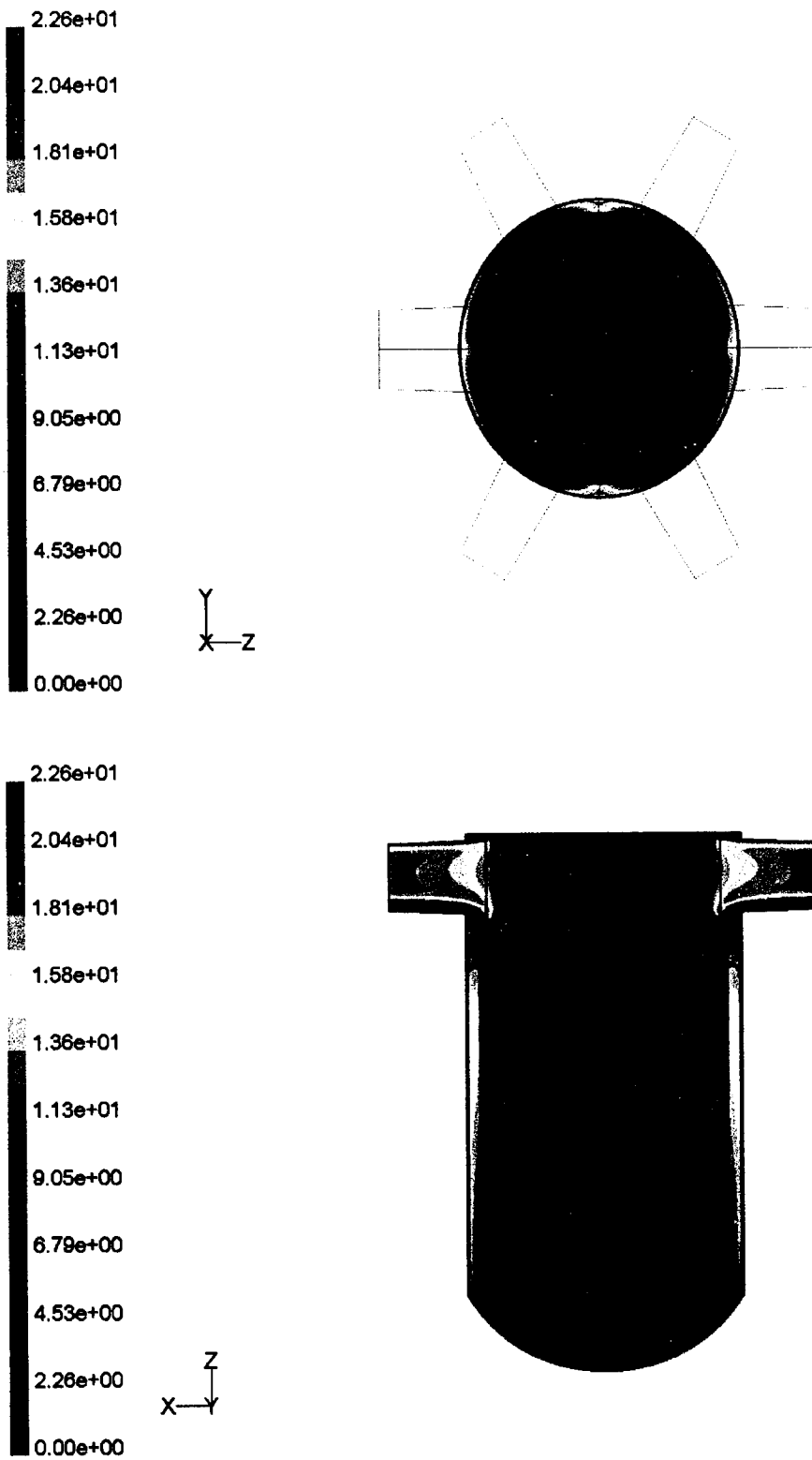


Fig. 2-5 Velocity contour in reactor vessel

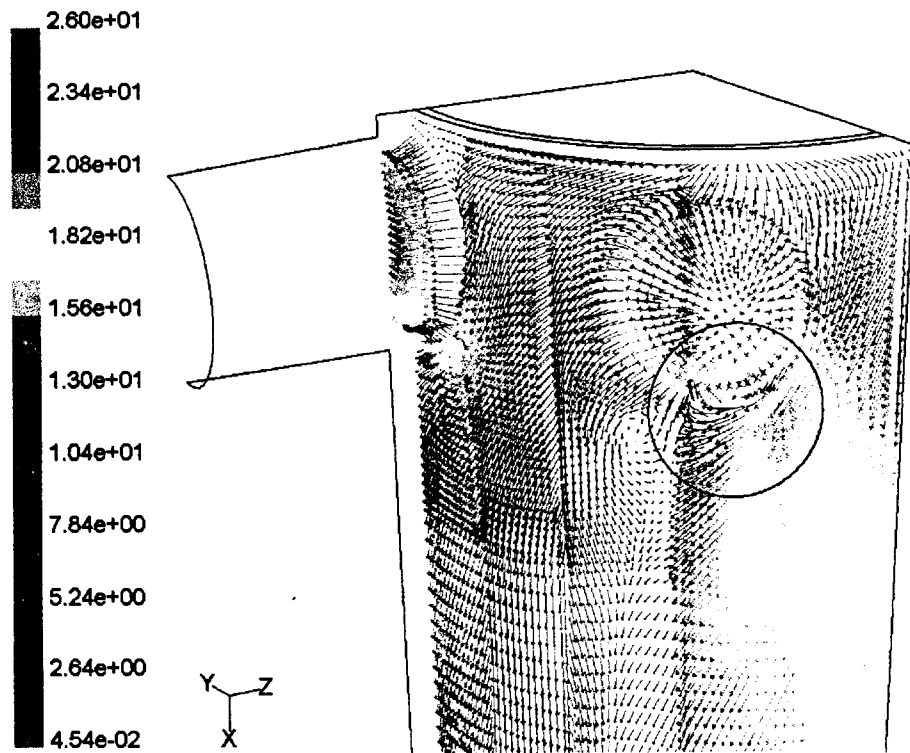
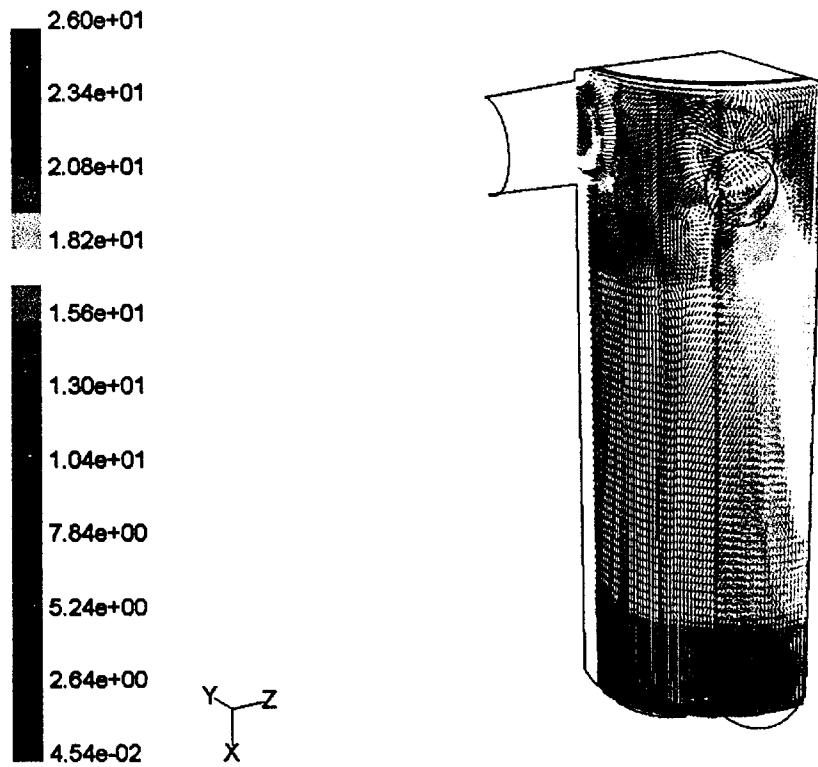


Fig. 2-6 Velocity distribution of down comer in reactor vessel

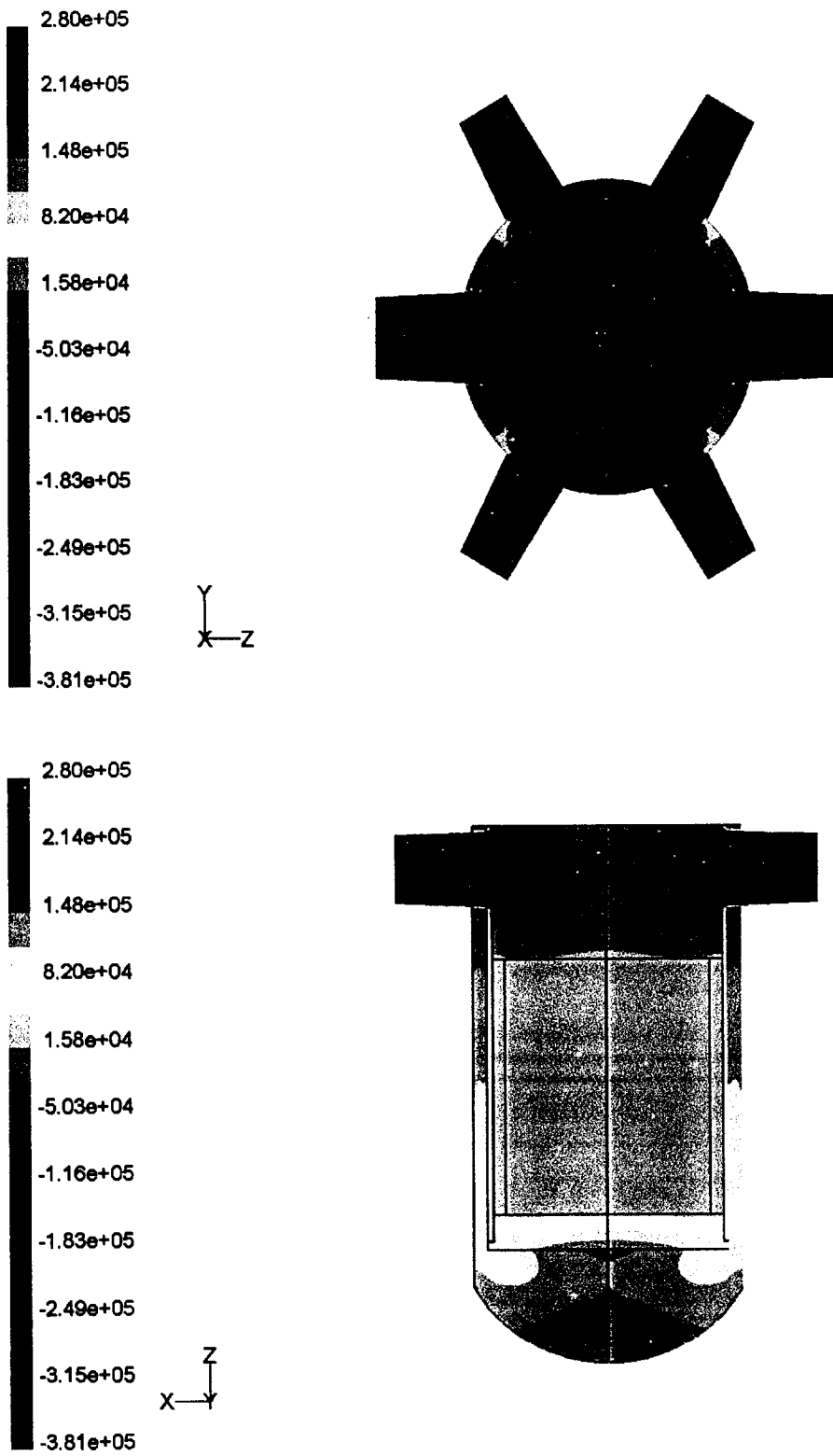
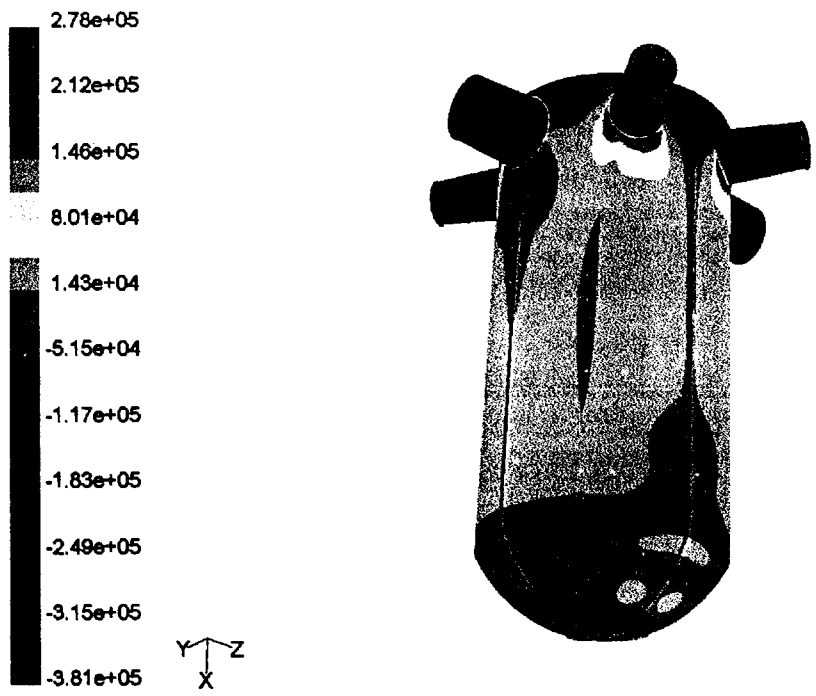
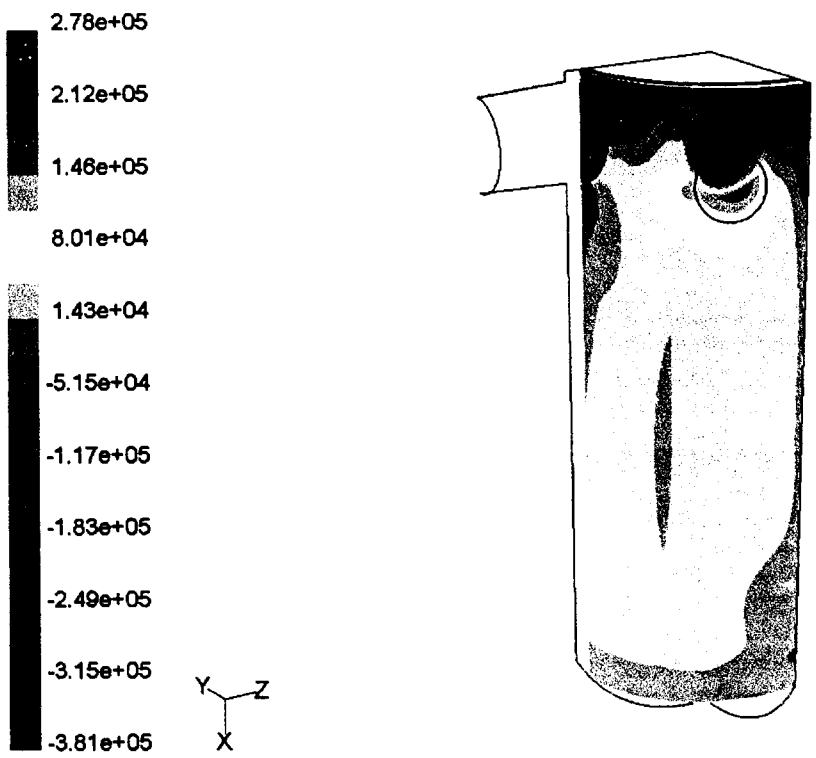


Fig. 2-7 Pressure contour in reactor vessel



(a) outer vessel



(a) down comer

Fig. 2-8 Pressure contour of outer vessel and down comer

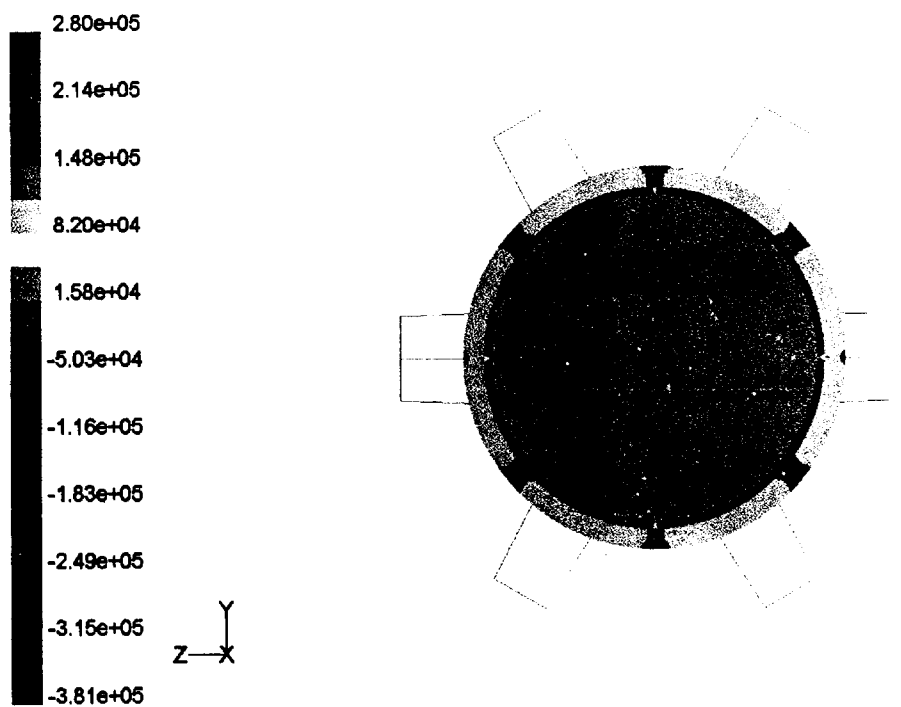


Fig. 2-9 Pressure contour of core center in reactor vessel

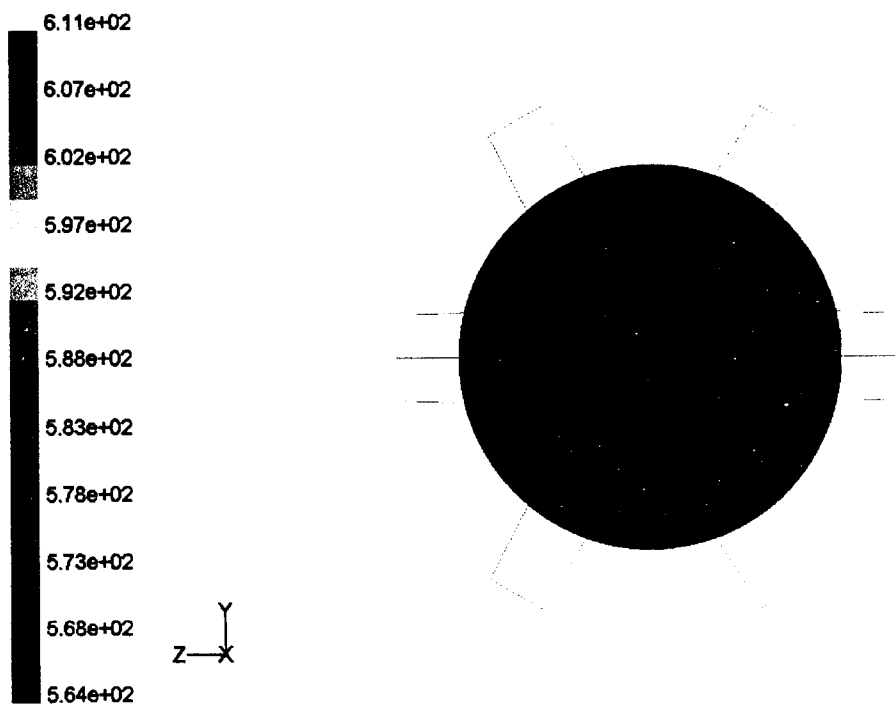


Fig. 2-10 Temperature contour of core center in reactor vessel

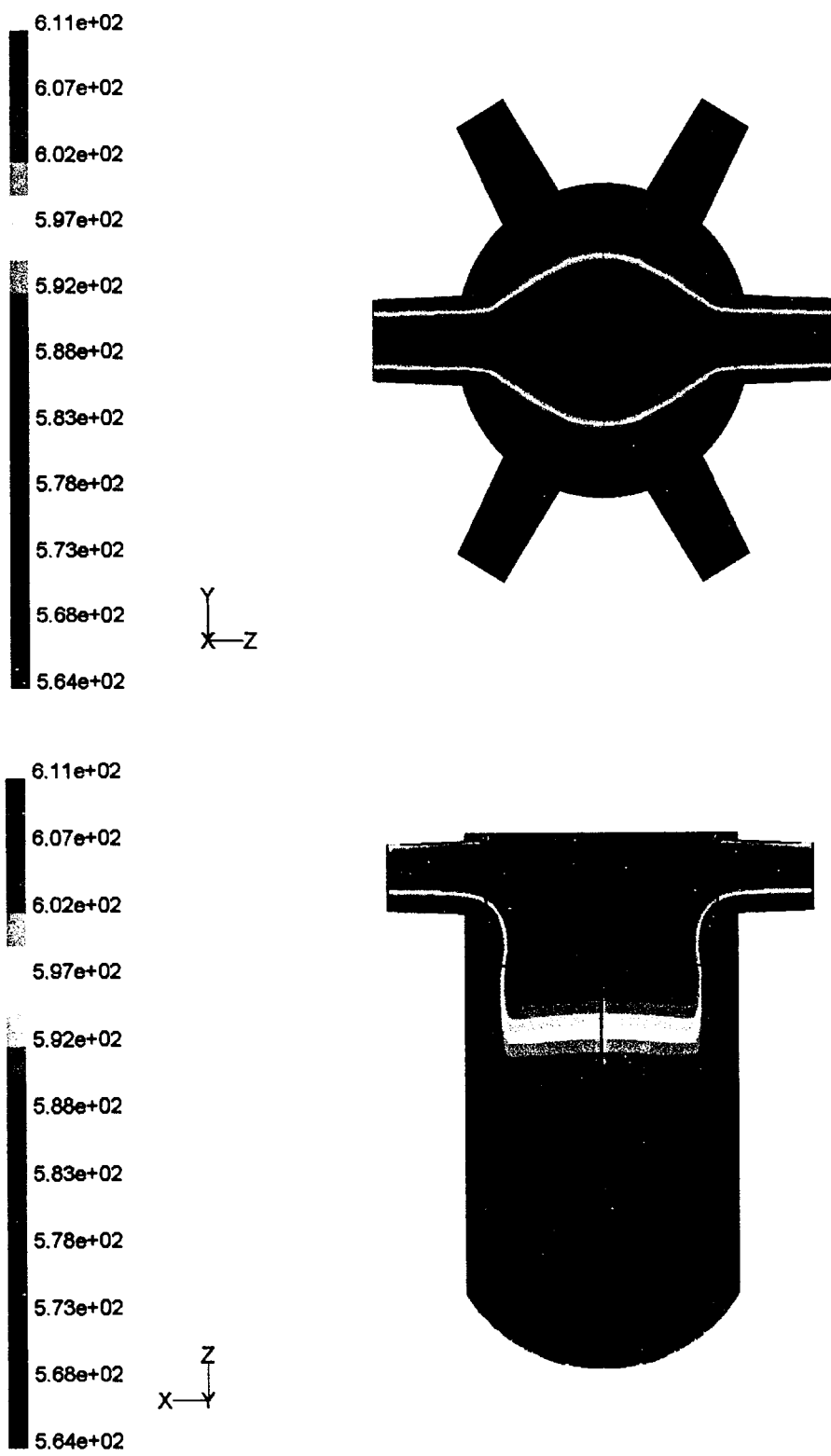


Fig. 2-11 Temperature contour in reactor vessel

제 3 절 Fluidic Device의 유동 특성

1. 개요

냉각재 상실사고 (LOCA : Loss-Of-Coolant Accident)의 발생 시 원자로 노심 (reactor core)을 냉각시키기 위한 안전장치에 관한 연구가 오랫동안 계속되어 왔다. 최근에 기존의 원자로보다 안전성이 강화된 설계 개념을 채택하는 차세대 원자로 (KNGR : Korea Next Generation Reactor)의 개발이 착수되었다. 차세대 원자로가 채택하고 있는 고도화된 피동안전개념 중의 하나는 냉각재 상실사고 발생 시 초기에는 파단부를 통해 방출된 냉각재를 보충하기 위해 대용량의 냉각재를 공급하고, 일정 기간 이후에는 비교적 소용량(대용량의 20%정도)의 냉각수를 공급할 수 있는 기능을 가진 피동형 안전주입탱크(SIT : Safety Injection Tank)이다. 원자력 안전계통을 구성하고 있는 안전주입탱크의 가장 중요한 기능은 원자력 발전소의 열 생성원인 원자로를 포함하는 원자로 냉각재 계통(RCS : Reactor Coolant System)에서 압력 경계면의 파단에 따라 야기되는 냉각재 상실 사고의 발생 시 능동 기기인 안전주입 펌프가 작동하기 이전에 신속히 대응하여 미리 질소가스로 가압되어 있는 탱크 내의 압력을 이용하여 안전주입수를 노심에 주입하는 것이다. 기존의 안전주입탱크는 대용량의 냉각수 공급을 필요로 하는 사고발생 초기에는 소요 유량보다 더 많은 냉각수를 공급하게 되고, 이에 따라 일정 기간 이후에는 안전주입탱크 내의 냉각수가 고갈되어 원자로 계통의 냉각에 전혀 기여하지 못하게 된다. 기존의 안전 주입장치인 축압기(accumulator) 또는 안전주입탱크 등의 내부에 Fluidic Device와 같은 유체기구 등을 설치함으로써 운전원의 추가적인 조치 없이 피동적으로 요구 상황에 따라 필요로 하는 만큼 유량공급을 조절하는 개념을 적용할 수 있다. 본 연구에서는 Fluidic Device 내부의 유동특성을 분석하여 Fluidic Device 설계에 대한 독자적인 평가능력을 확보하고자 한다.

2. 지배방정식

Fluidic Device의 유동을 해석하기 위한 연속방정식, 운동량방정식, 에너지방정식, 난류 $k-\epsilon$ 모델의 난류 운동에너지 k 와 난류 운동에너지 소멸을 ϵ 에 대한

방정식은 앞 절의 핵연료 집합체에서 유동 및 열전달 특성에서 보인 지배방정식과 같고, 본 연구에서는 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하여 SIT 내의 수위의 변화에 따라 토출유량을 계산하고 그 결과를 비교하여 보았다.

Fluidic Device는 형상에 따라 유동특성이 다르지만 일반적인 유동특성을 보면 크게 2가지의 경우로 구분할 수 있는데 주유 입구의 유동의 영향이 제어구의 유동보다 지배적인 경우(최대유량이 배출되는 경우)와 제어구의 유동영향만 지배적인 경우(최소유량이 배출되는 경우)로 나눌 수 있다. 나머지 영역은 주유 입구의 유동과 제어구의 유동이 비슷한 영역이다. 본 연구에서는 주유 입구와 제어구, 배출구의 경계조건으로 실험의 압력값을 사용하여 Fluidic Device의 내부 유동장과 유량을 해석하였다.

3. 전산해석기법

최대 유량 배출시 Fluidic Device 내부에는 복잡한 유동장이 형성되고 중심부에서는 강한 와류가 형성되므로 RNG(Renormalization group) $k-\epsilon$ 모델을 적용하여 Fluidic Device 내부의 유동장과 속도 분포, 압력분포를 비교하였으며, 1차 풍상 차분법(First order upwind scheme), 그리고 SIMPLE 알고리즘을 사용하여 수치해석을 수행하였다.

4. Fluidic Device 실험

Fig. 3-1은 실험장치의 설치도(As-Built Drawing)를 보여준다. 실험용 압력기의 내경은 1.25m 이며, full scale SIT의 내경은 2.74m이다. 따라서 면적의 scale-down(또는 유량 scale-down) 비는 4.8이다. Full scale SIT의 계통설계 가스압력은 570 psig(39.3 barg)이나 실험비는 610 psig(42.0 barg)를 기준으로 설계되었다. 따라서 실험에서는 탱크의 설정 가스 압력을 38 barg로부터 43 barg 범위에서 선택하여 실험조건을 정한다. Full scale SIT의 초기 gas volume은 22.8m³(806 cu. ft)이다. 따라서 실험 scale을 고려하면 실험의 초기 gas volume은 4.78 m³이 되어야 한다. 이러한 초기 gas volume은 4.78 m³이 되어야 한다. 이러한 초기 gas volume을 맞추기 위해 실험에서는 탱크의 수위를 탱크 바닥으로부터 10.6 m(단, 탱크차압수위계 하부 압력 transducer는 탱크 바닥으로부터 0.5

m 하부에 설치되므로 수위계의 지시 수위는 약 11.1 m)로 한다. Full scale에서는 standpipe가 노출되는 때까지 빠져나가는 물의 부피는 1600-800=800 cu. ft이다. 따라서 scale-down한 물의 부피는 166.6 cu.ft(4.7 m³)이 된다. 이것은 내경 1.25 m의 탱크에서는 수위 변화 차 3.8 m에 해당된다. 즉, standpipe 상당의 높이는 탱크의 바닥으로부터 6.8 m 위치에 있어야 한다.(즉, 대부분의 실험조건은 수위계의 지시 수위로 7.3 m가 된다.) Full scale의 계통에서는 vortex 밸브 하단의 배관에 의한 압력강하가 최대유량 2150 m³/hr에서 5 bar이므로 scale-down한 유량은 448 m³/hr가 된다. 따라서 압력강하/유량의 제곱(DP/Q²)의 값은 $2.5 \times 10^{-5} \text{ hr}^2 / \text{m}^6$ 가 된다.) 실험에서 이 값을 모사하여 주기 위해 butterfly 밸브의 개도를 0-100 % 사이에서 setting해 주어야 한다. 밸브가 완전히(또는 충분히) 개방되면 배관의 길이 또는 bend 등에 의한 유동저항이 더 커지므로 butterfly 밸브의 저항이 더 이상 유동 저항의 지배인자가 되지 않는다.

시험의 절차는 "P&ID for SIT Valve Test Loop"를 참조하면 다음과 같다. 실험 절차는 1회의 test run이 준비되어 완료되는 때까지가 된다.

- 1) Pneumatic 방출밸브(V2)를 잠근다.
- 2) 탱크의 vent 밸브(V15)를 연다
- 3) SIT 탱크(T2001)의 압력을 대기압이 되도록 한다.
- 4) Standpipe vent 밸브(V14)를 연다.
- 5) Stock tank bypass 밸브(V6)를 연다.
- 6) Tank 보충수관 밸브(V7)를 연다.
- 7) 펌프의 전, 후단 배관 밸브(V3, V4 및 V5)의 개방상태를 확인한다.
- 8) 제어관로 밸브(V19) 및 공급관로 밸브(V20)의 개방상태를 확인한다.
- 9) Stock tank(T2002) 내의 물 재고량이 SIT 탱크(T2001)를 채울 수 있는지 확인한다. 물 재고량이 부족한 경우에는 상수도 연결 밸브(V21)을 열어 stock tank의 물을 보충시킨다.
- 10) 펌프(P2003)를 기동시킨다.
- 11) V14를 관찰하고 이 밸브로 물이 빠져 나오게 되면 이 밸브를 잠근다.
- 12) 탱크의 수위가 수위 지시계(dPT1004)의 설정치에 도달하면 펌프 P2003은 자동으로 정지된다.
- 13) V15와 V7을 잠근다.

- 14) V6를 연다.
- 15) Data Logger를 reset 시킨다.
- 16) 공기 압축기 연결밸브(V9)을 연다.
- 17) 공기 압축기(C2004)를 기동시킨다.
- 18) 탱크의 압력계(PT1007)의 측정값이 설정압력에 도달하면 C2004는 자동으로 정지된다.
- 19) V9을 잠근다.
- 20) Butterfly 방출밸브(V1)의 위치가 필요한 K값에 맞춰져 있는지 확인한다.
- 21) V2를 열어 test run을 시작한다.
- 22) SIT 탱크의 압력(PT1007)과 수위(dPT1004), 그리고 stock tank로의 방출유량(FIT1002)의 변화를 관찰한다.
- 23) SIT 탱크의 압력과 수위가 저수위로 떨어지고 stock tank로의 방출유량이 2분 동안 50 m³/hr 정도로 떨어지게 되면 V2를 닫는다.
- 24) 실험설비를 끄고 (1) 단계로 다시 돌아간다.

5. 전산해석 결과 및 고찰

Fig. 3-2는 Fluidic Device의 구조 및 유로에 대한 개념을 보여준다. 작동유체인 물이 stand-pipe위에 있으면 물은 stand-pipe와 연결된 주유입구 "나"와 제어구 "다"를 통하여 Fluidic Device의 내부로 들어와 "라" 출구로 빠져나간다. 이때 물은 주유입구와 제어구, 양쪽으로 들어오기 때문에 최대 유량이 배출된다. Fluidic Device에서의 압력강하는 Fluidic Device로 유입되는 접선 및 반경방향의 속도분포 즉, swirl의 크기에 의해 결정된다. 따라서, SIT 내의 수위가 stand-pipe 선단 이하로 떨어지면 제어구 "다"를 통해서만 Fluidic Device 내로 물이 유입되게 되므로 high swirl이 형성되어 출구로 배출되는 유량이 최소가 된다.

Fig. 3-3은 Fluidic Device의 계산격자를 나타낸 것으로 Fluidic Device는 원통형 구조이고 주유구, 제어구 및 배출구의 위치가 90° 회전할 때마다 반복된다. 따라서 계산격자는 전체의 1/4을 모델링하고, 대칭면에는 cyclic 경계 조건을 적용하였다.

가. Grid의 영향

Fluidic Device의 Grid에 의한 영향을 검토하기 위하여 3가지 case에 대하여 해석을 하였다. 첫 번째 case의 cell수는 91,360 cell이고 두 번째 case는 Grid 간격을 더욱 세밀하게 구분하여 209,266 cell이 되도록 하였다. Table 3-1의 결과를 보면 Grid를 세밀하게 할 경우 수렴 형태가 안정되었으며 더욱 수렴이 잘 되는 모습을 보여주었다. 그러나 이 모델에서는 유량이 많을 때 배출구에서 Recirculation이 발생하였으며 배출구 유량이 실험값과 차이가 나는 것으로 보인다. 따라서 출구 쪽의 길이를 Recirculation이 존재하지 않도록 충분히 길게 한 세 번째 case의 cell수는 165,529 cell이다. 난류 모델은 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다. 이때 비교되는 배출구 유량의 실험값은 227.35 m³/hr 이다.

나. Turbulent Model의 영향

난류 모델에 의한 영향을 검토하기 위하여 case 3에 대하여 $k-\epsilon$ 모델과 RNG $k-\epsilon$ 모델 및 RSM을 사용하였으며 결과는 Table 3-2와 같다. $k-\epsilon$ 모델과 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용할 경우에는 계산값이 수렴하였으나 RSM을 사용할 경우 배출구 유량이 대유량과 소유량일때 모두 수렴하지 않고 발산하는 모습을 보였다. RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용할 경우에는 $k-\epsilon$ 모델을 사용할 경우보다 대유량일 때 실험값과 매우 근사한 값을 보여주나 소유량일 때는 RNG $k-\epsilon$ 모델과 $k-\epsilon$ 모델 모두 실험값과 큰 차이를 보이고 있다.

다. 실험 결과와 비교

실험값을 살펴보면 배출량은 안전주입수가 주입되기 시작하여 82초에서 100초 경에 최대유량이 배출되며 111초 이후 배출량이 급격히 감소하여 113초경부터 적은 유량이 400초가 될 때까지 지속되는 것으로 나타나고 있다.

Fig. 3-4는 안전주입수가 주입되기 시작한 후 80초, 100초, 115초, 260초에서 배출량을 계산하여 실험값과 비교한 것을 보여준다. 모델은 Case 3을 이용하였고 난류 모델은 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다. 실험값과 계산값은 Table 3-3에 정리하였다.

안전 주입수 주입 후 80초일 때 배출구의 유량은 $225.336 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이다. 이때의 배출구 유량 실험값은 $227.345 \text{ m}^3/\text{hr}$ 로 오차는 0.9 %정도이다. 100초가 되었을 때의 배출구 유량은 $197.98 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이고 이때의 실험값은 $240.6955 \text{ m}^3/\text{hr}$ 으로 17.7%의 차이를 보이고 있다. 115초가 되었을 때는 안전 주입수의 수두가 stand pipe 밑으로 내려간 상태이다. 실험값에서는 주유구 유입 유량이 $-5.0985 \text{ m}^3/\text{hr}$ 으로 표시되고 있으나 실험 시 주유구로 유입되는 stand pipe의 높이가 올라가지 않았다고 하므로 제어구의 유량만 유입되는 것으로 판단된다. 따라서 전산 해석 시에는 주유구의 입구조건을 wall로 처리하였다. 이때 배출구 유량의 계산값은 $133.545 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이며 실험값은 $-5.0985 \text{ m}^3/\text{hr}$ 으로 표시되어 있었으나 이때는 실험값을 가지고 보정하여 표시한 CALS 데이터를 이용하여 비교하였다. 보정된 CALS 데이터의 배출량은 $78.75 \text{ m}^3/\text{hr}$ 로 계산값과 71.8 %의 차이를 보이고 있다. 260초가 되었을 때 배출량 실험값은 CALS데이터로 $64.8 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이나 계산값은 $116.08 \text{ m}^3/\text{hr}$ 로 81.9 %의 차이를 보여준다.

Fig. 3-5와 Fig. 3-6은 대유량과 소유량일 때 Fluidic Device 중심평면에서 속도장을 보여준다. 밸브 개방 후 80초가 되었을 때 제어구의 유량은 $157.15 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이고 주유구의 유량은 $68.13 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이다. 100초가 되었을 때는 최대 유량이 유입되는 시간이며 제어구 유량은 $60.997 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이고 주유구 유량은 $136.99 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이다. 115초 일때의 제어구 유량은 $133.53 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이며 260초일 때 제어구 유량은 $116.08 \text{ m}^3/\text{hr}$ 이다. 최대유량 배출시 주유구와 제어구로 들어오는 유체가 Fluidic Device의 입구영역에서 만나서 원만하게 출구로 진행해나가지만 Fluidic Device 외측에서 여러 개의 이차유동이 발생하고 배출구 부분인 축 중심영역에서는 와류가 발생하여 유동속도가 증가하면서 출구로 빠져나가는 것을 볼 수 있다. 그리고 축 중심영역을 제외한 Fluidic Device 내부는 완전한 와류 유동이기는 여러 개의 이차유동으로 형성된 매우 복잡한 유동을 보여주고 있다. 이에 반하여 최소유량이 배출시 Fluidic Device 내부는 최대유량 배출 시와 마찬가지로 유사한 형태의 유동 구조를 보여주고 있으나, Fluidic Device 내부의 전영역이 강한 와류 유동 구조를 나타내고 있고, 주유구에서 작은 이차유동이 발생함을 볼 수 있다.

Fig. 3-7과 Fig. 3-8은 Fluidic Device의 압력분포를 나타냈다. 최대유량 배출 시에는 Fluidic Device 내부의 유동이 복잡하여 압력분포도 매우 복잡하게 나타났다. 특히 출구영역의 축중심 부분과 목부분에서는 매우 낮은 압력이 형성되고 있는데 이는 축 중심영역의 와류유동에 의하여 낮은 압력이 형성이 되고 이

부분에서 이차유동이 발생한다고 여겨진다. 최소유량배출시의 압력분포를 보면 최대유량 배출시의 압력분포보다 상대적으로 덜 복잡하지만 축 중심영역에서는 전반적으로 낮은 압력분포가 형성됨을 확인할 수가 있는데 이는 Fluidic Device 내부의 전 영역에서 형성된 와류의 영향으로 여겨진다.

라. 시간변화에 따른 유량 변화

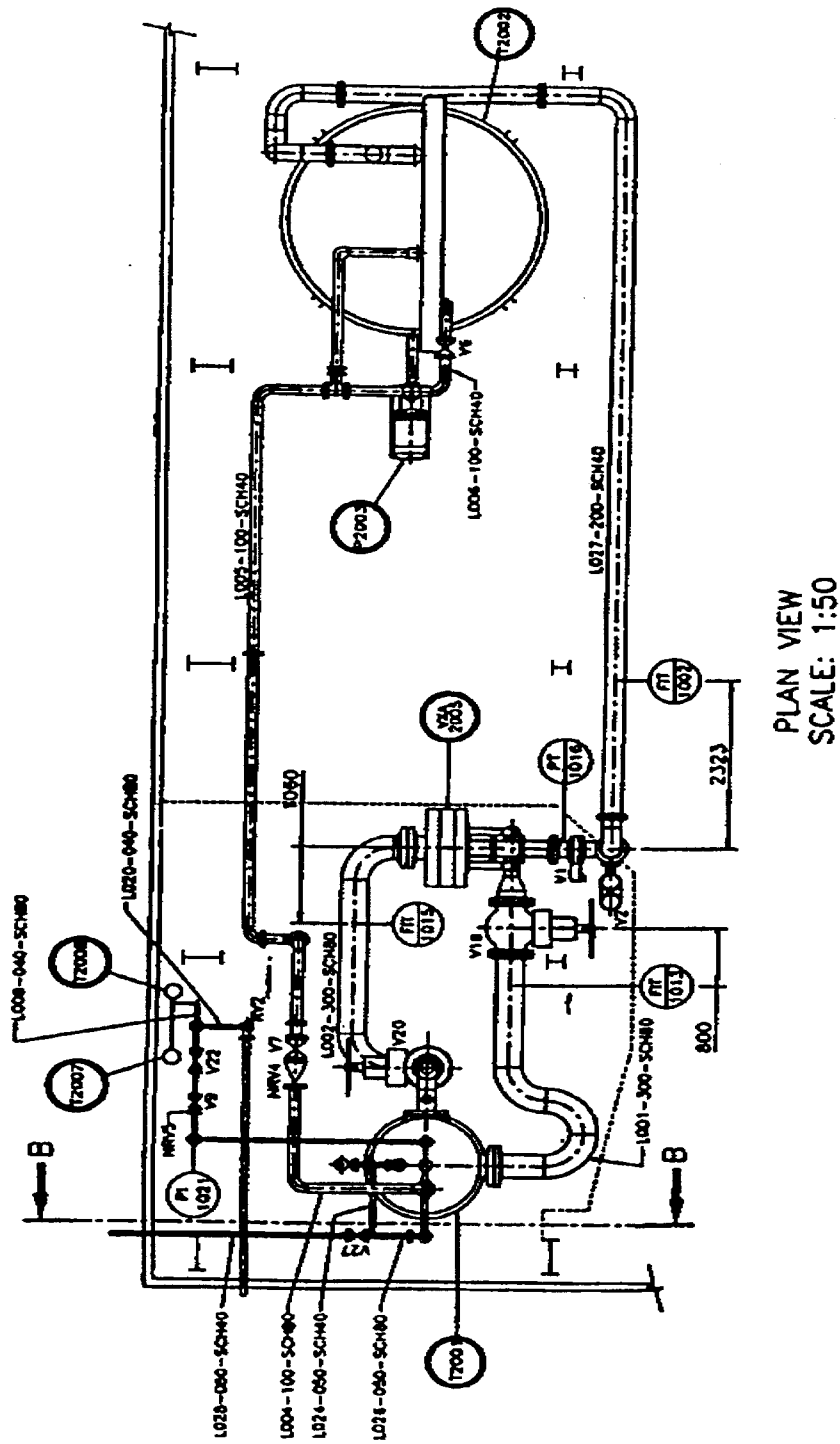
실험에서는 Fluidic Device가 외부에 장착되어 실험을 하였으나 본 계산에서는 Fluidic Device가 실험에 사용된 SIT의 제일 밑바닥에 설치되어 있다고 가정하여 Fluidic device Inlet pressure를 실험값이 아닌 계산값을 사용하였다. Inlet pressure를 구하기 위한 계산식은 다음과 같다.

$$P_t + \rho gh = P + \frac{1}{2} \rho V^2 \quad (3-1)$$

P_t : Pressure of SIT ρ : Density of coolant

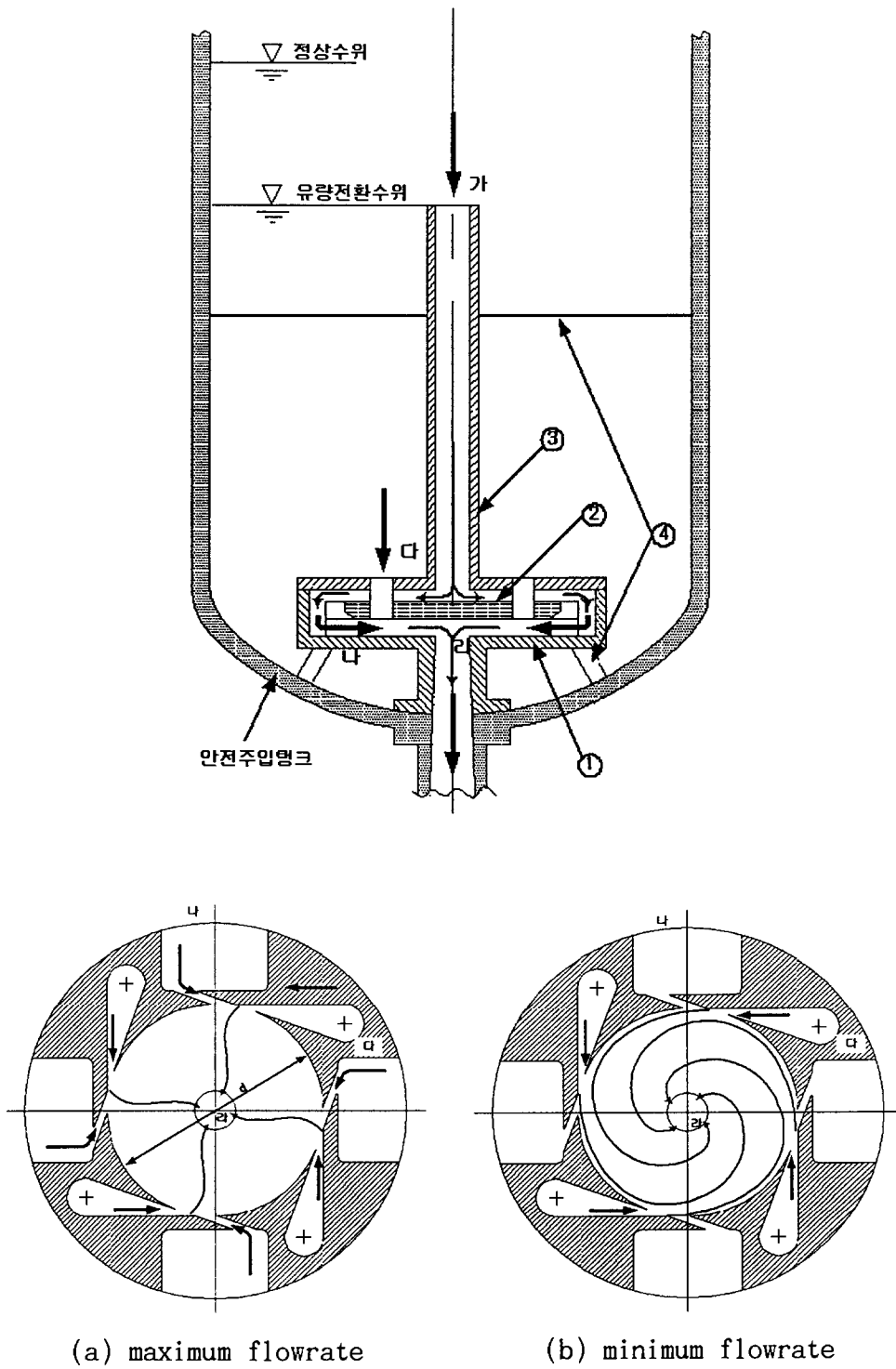
h : Height of water level V : Inlet velocity P : Inlet Pressure

전산 해석은 SIT의 수두의 변화에 따라 아래와 같이 6개 지점을 선택하여 실시하였으며 난류 모델은 RNG $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다. SIT내의 초기의 수두는 10.6 m이며 stand pipe의 높이는 6.8 m이다. 밸브 개방 후 경과 시간은 SIT 수두가 해석 지점을 통과할 때의 실험값 나타낸다. 전산 해석에 있어서 배출 유량이 적을 때, 즉 제어구에만 유량이 유입될 때는 수렴이 잘 되었으나 유량이 많이 배출되는 1,2,3 지점에서는 수렴이 잘 되지 않는 문제가 있었다. 전산 해석 결과는 Fig. 3-9와 같다. 밸브 개방 후 초기에는 안전 유입수가 많이 배출되다가 안전 주입수가 stand pipe밑으로 내려가면 유량이 최대 유량보다 27 % 이하로 감소하는 것을 보여준다. 이와 같은 배출 유량 형태는 Fluidic device의 역할에 적합한 것으로 판단된다.



PLAN VIEW
SCALE: 1:50

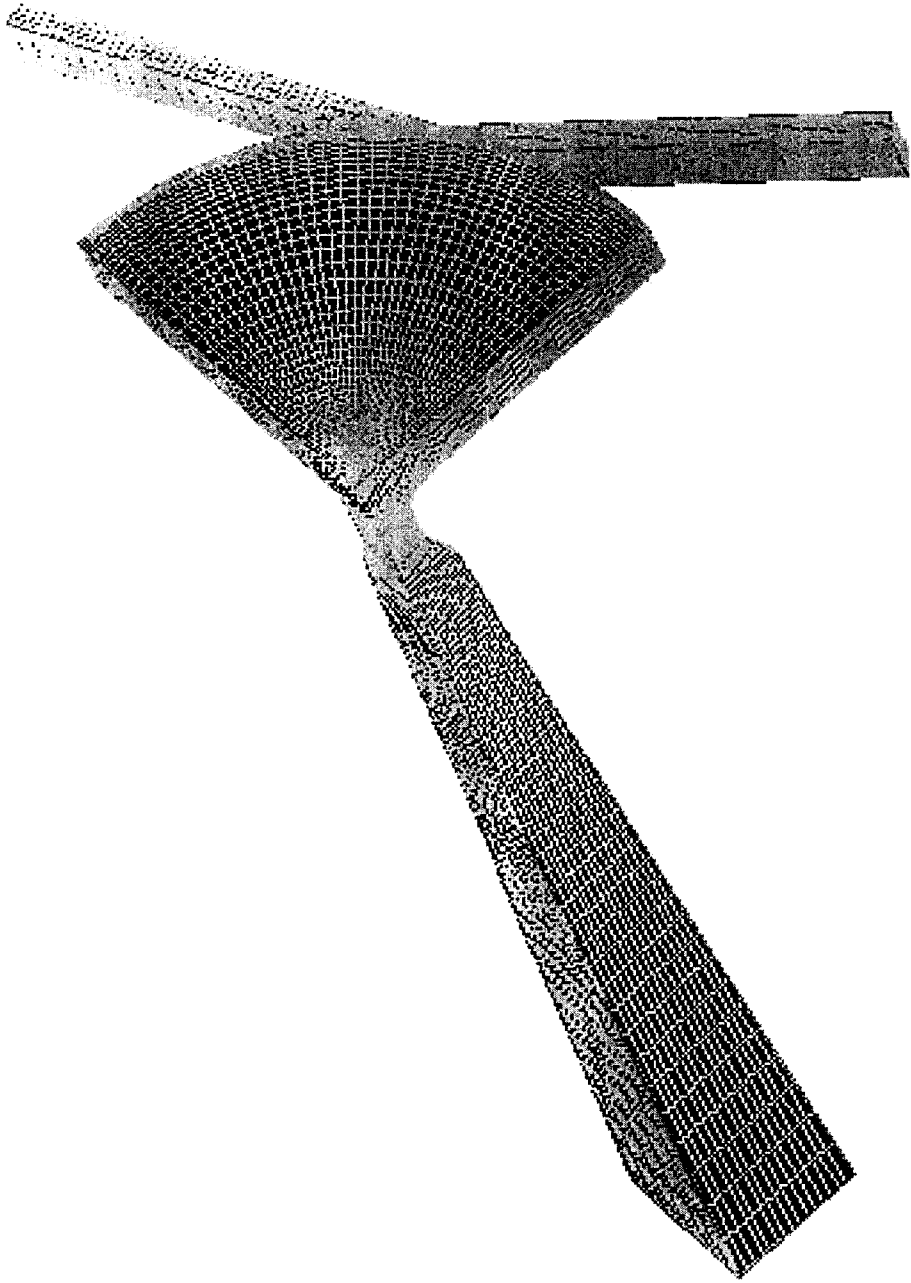
Fig. 3-1 SIT Valve Test Rig Layout and Arrangement Drawing



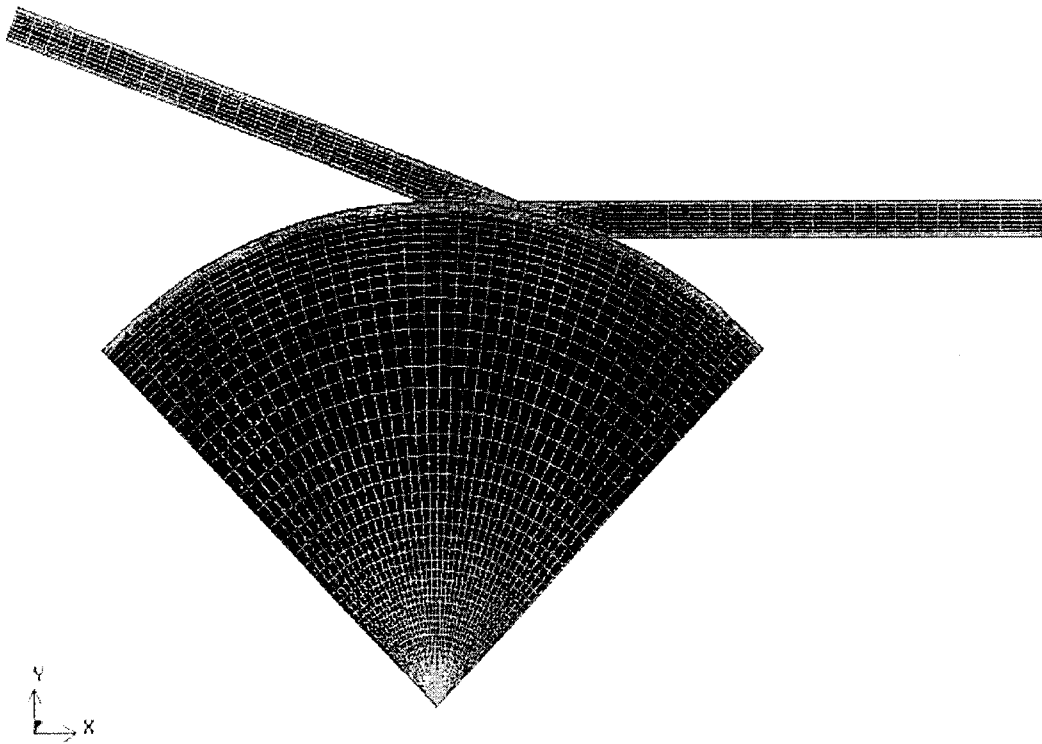
(a) maximum flowrate

(b) minimum flowrate

Fig. 3-2 Schematic of flow pattern in fluidic device



(a) 1/4 Section



(b) X-Y plane

Fig. 3-3 Schematic of grid for fluidic device

Table 3-1 Comparison of computational stability for each grid number

Case	Grid number	Discharge flowrate (m ³ /hr)	continuity	X-vel	Y-vel	Z-vel	k	ϵ
case 1	91,360	188.26	3.76e-3	3.81e-5	4.26e-5	4.86e-5	2.42e-5	4.9e-5
case 2	209,266	170.69	8.15e-4	4.19e-6	2.51e-6	1.23e-5	1.01e-5	1.63e-5
case 3	165,529	225.34	8.76e-3	1.67e-4	2.02e-4	1.52e-4	2.57e-4	5.1e-4

Table 3-2 Comparison of discharge port flowrate for each turbulent model and experimental data

Turbulent model	Discharge port flowrate (maximum flowrate)			Discharge port flowrate (minimum flowrate)		
	Experiment (m ³ /hr)	Computation (m ³ /hr)	error (%)	Experiment (m ³ /hr)	Computation (m ³ /hr)	error (%)
$k-\epsilon$	227.35	274.26	20.64	77.74	155.13	99.54
RNG $k-\epsilon$		225.34	0.89		133.54	71.78
RSM		Diverse	-		Diverse	-

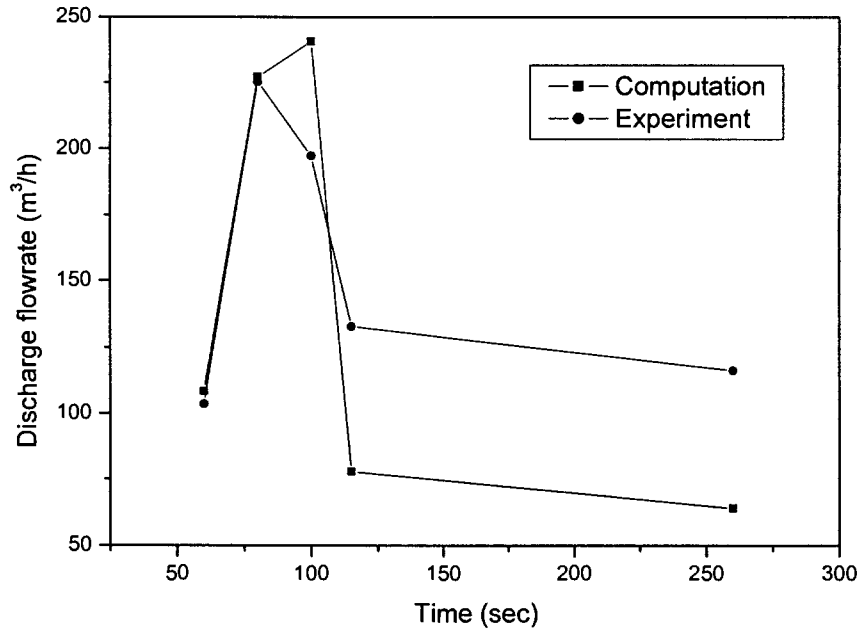


Fig. 3-4 Comparison of discharge flowrate for computational data and experimental data

Table 3-3 Comparison of each port flowrate for experimental and computational data

		Time	80 sec	100 sec	115 sec	260 sec
		Experimental data	Supply port flowrate(m³/hr)	130.74	132.15	-3.0
Control port flowrate(m³/hr)	132.22		129.41	80.77	67.64	
Discharge port flowrate(m³/hr)	227.35 (254.8)		240.70 (263.5)	-5.08 (78.78)	-6.78 (64.81)	
Computational data	Supply port flowrate(m³/hr)	68.13	136.99	0	0	
	Control port flowrate(m³/hr)	151.15	60.99	133.53	116.08	
	Discharge port flowrate(m³/hr)	225.34	197.98	133.54	116.09	

※ 실험값의 ()의 숫자는 실험값을 가지고 보정한 CALS Data 임.

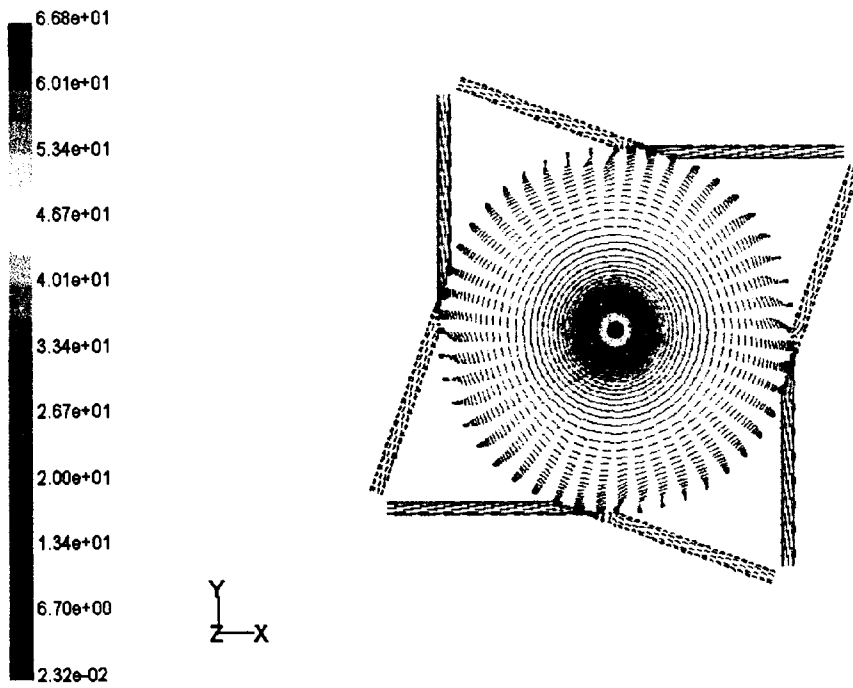


Fig. 3-5 Velocity vector in fluidic device at 80 sec

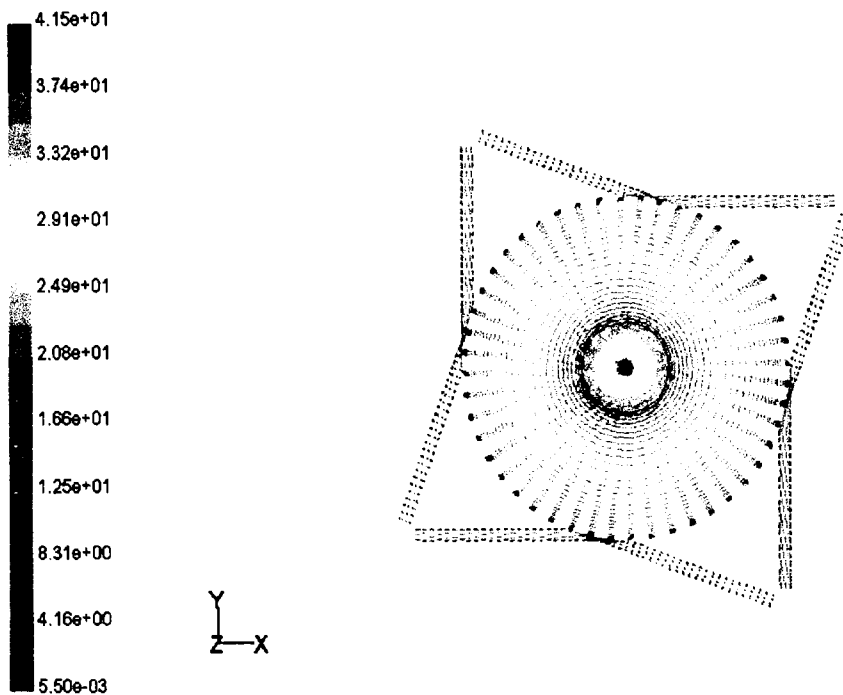


Fig. 3-6 Velocity vector in fluidic device at 115 sec

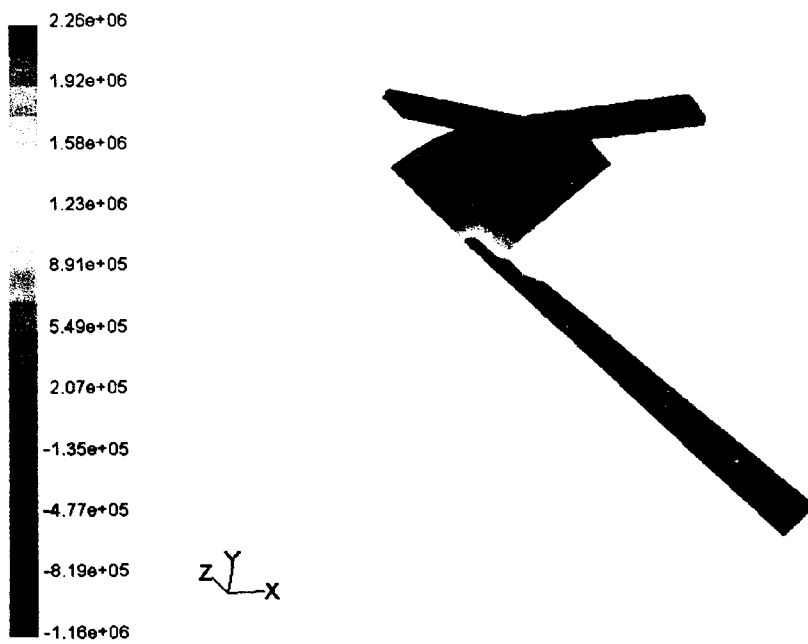


Fig. 3-7 Pressure contour in fluidic device at 80 sec

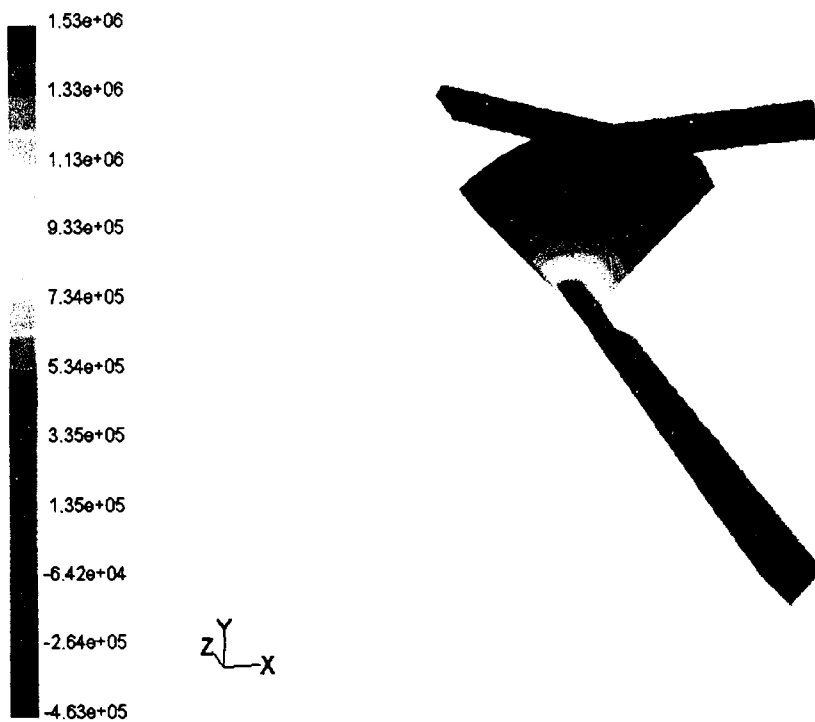


Fig. 3-8 Pressure contour in fluidic device at 115 sec

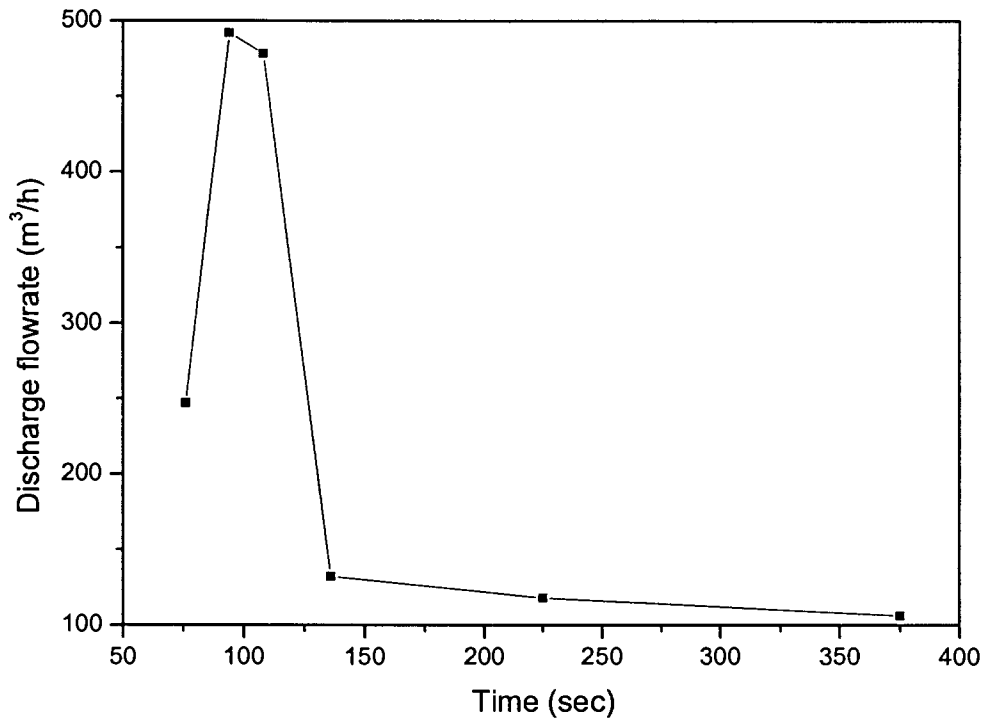


Fig. 3-9 Variation of discharge flowrate

Table 3-4 Comparison of head, time, discharge port flowrate at each point

	1	2	3	4	5	6
Head (m)	9.5	8.5	7.5	6.7	4.5	2.5
Time (sec)	76	94	108	136	225	375
Discharge port flowrate (m³/hr)	246.89	491.91	478.37	131.80	117.68	106.16

제 4 장 연구개발 목표 달성도 및 대외 기여도

연구 내용 및 범위	목표 달성도 및 기여도
<ul style="list-style-type: none"> ○ 핵연료집합체에서의 열유동 특성 평가 <ul style="list-style-type: none"> - 핵연료집합체 및 구조물에 관한 설계자료 조사 및 분석 - 해석모델 개발 및 Benchmarking - 핵연료집합체 열유동 특성 해석 및 평가자료 생산 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 핵연료집합체와 구조물에 관한 설계 자료를 조사하여 분석하였으며, 이를 토대로 핵연료집합체에 대한 단순 해석모델(subchannel)로 열유동 해석을 수행하였다. 나프탈렌승화법을 이용한 열전달 측정 Data와 비교하여 해석모델을 검증하고, 여러 가지 설계 조건과 유동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다.
<ul style="list-style-type: none"> ○ 원자로 내 열유동 특성 평가 <ul style="list-style-type: none"> - 원자로 설계 관련자료 조사 및 분석 - 원자로 내 열유동 해석모델 구축 - 원자로 내 열유동 특성 해석 	<ul style="list-style-type: none"> ○ 원자로 내 열유동 특성을 평가하기 위해서 원자로 설계관련 자료를 조사하여 분석하였다. 핵연료집합체를 다공성 물질로 가정하여 3차원 해석모델을 구축하고, 차세대 원자로 실제 작동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다.
<ul style="list-style-type: none"> ○ Fluidic Device의 유동특성 평가 <ul style="list-style-type: none"> - Fluidic Device 설계자료 조사 및 분석 - 해석모델 개발 및 Benchmarking - 유동특성 해석 및 평가 	<ul style="list-style-type: none"> ○ Fluidic Device에 대한 설계자료 조사, 분석을 통하여 해석모델을 개발하고, 한국원자력연구소에서 수행한 Model 실험 결과와 비교하여 해석모델을 검증하였다. 또한, 시간의 경과에 따른 유량의 변화를 해석하고, 대유량과 소유량 조건에서 유동특성을 해석하여 결과를 분석하였다.

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

- 1) 특이설계 안전성 검증체계 연구 결과를 통하여 원전 기기의 다차원 열유동 평가시스템 체제를 구축함으로써 심층적인 안전성 평가를 수행할 수 있다.
- 2) 구축된 검증평가체계를 통하여 미래 규제 수요에 적극 활용한다.

제 6 장 참고문헌

- [1] G. Robert, Deisseler and M.F. Taylor, "Analysis of Axial Turbulence Flow and Heat Transfer through Banks of Rods on Tubes", TID-7529 Reactor Heat Transfer Conference, Part 1, Book 2, UAEC. pp.416-461, 1957.
- [2] C.W. Rapley and A.D. Gosman, "The Prediction of Fully Developed Axial Turbulent Flow in Rod Bundles", Nuclear Engineering and Design 97(1986) 313-375.
- [3] 이계복, 장호철, 권혁성, 이상근, "핵연료봉 주위의 난류 유동장 특성에 대한 연구현황과 검토", J. of the KNS, Vol. 25, No. 2, 1993.
- [4] K.B. Lee, H.C. jang and S.K Lee, "Study of the Secondary Flow Effect on the Turbulent Flow Characteristics in Fuel Rod Bundles", J. of KNS, Vol. 26, pp.345-354, 1994.
- [5] B. Kjellstrom, "Studies of Flow Parallel to a Rod Bundle of Triangular Array", Report AE/RV/196, AB Atomenergi, Sweden, 1971.
- [6] J.D. Hooper, "DEveloped Single Phase Turbulent Flow through an Square-pitch Rod Cluster", Nuclear Engineering and Design, Vol. 60, pp. 365-379, 1980.
- [7] 양선규 외 다수, "하나로 핵연료 부수로 유속 및 압력강하 측정", KAERI/TR-735/96, 1996.
- [8] 유성연, "나프탈렌승화법을 이용한 사각봉과 직교기판에서의 물질전달에 관한 연구", 박사학위논문, 한국과학기술원, 1989.
- [9] T.J. Lawley, "Vortex Fluid Amplifier-an Experimental Study of Flow Characteristics and Internal Flow Field", pp. 11-57, pp.151-155, paper of Ph.D paper, southern Methodist University, 1970.
- [10] F.W. Paul, "Survey of Steady-state Fluidic Diode Performance", ASME Winter Annual Meeting, November, Los Angeles, 1969.
- [11] Moyer, "Large single vortex valve analysis", pp. 233-250, the 1967 Fluidics Symposium, Chicago, Illinois, May, 1967.
- [12] D. N. Wormley "A Design Basis for Vortex-Type Fluid Amplifier Operating

- in the Incompressible Flow Regime", *Trans. ASME, J. Basic Engineering*, June, pp. 369-376, 1970
- [13] D. N. Wormley "An Analytical Model for the Incompressible Flow in Short Vortex Chamber," *Trans. ASME, J. Basic Engineering*, Vol. 91, pp. 264~276, 1969.
- [14] H. Bromach, "Flow Control By Use of Digital and Analogue Switched Vortex Amplifiers", 6th Cranfield Fluidics Conference, 26th~28th March, 1974, Cambridge.
- [15] A. Ogawa, "Vortex Flow", pp. 129~152, CRC Press, 1993.
- [16] C. W. Forsberg, "A Process Inherent Ultimate Safety Boiling Water Reactor", *Nuclear Technology*. Vol.72, pp. 121-134, 1986.
- [17] C. W. Forsberg, "Passive Emergency Cooling System for Boiling Water Reactors (PECOS-BWR)", *Nuclear Technology*, Vol.76, Jan. 1987.

서 지 정 보 양 식					
수행기관보고서번호		위탁기관보고서번호			
		KINS/HR-405			
제목/부제		차세대 원전 사전안정성 검토			
연구위탁기관 과제명 및 과제책임자		차세대 원전 피동안전설비의 열유동 특성 평가 유성연(한국원자력기술협회)			
연구자 및 부서명		이상훈, 손문규(한국원자력기술협회), 지명석, 정민호(충남대학교)			
발행지	대전	발행기관	한국원자력기술협회	발행일	2001. 7.
페이지	77	도표	유(○), 무()	크기	210×297 mm
참고사항					
비밀여부	공개(○), 비공개()		보고서 종류	연구보고서	
연구위탁기관	한국원자력기술협회		계약번호	RS00-66-PI	
초록 (200단어 내외)		<p>차세대 원자로의 특이설계에 대한 검증평가체계를 정립하기 위해 핵연료 집합체, 원자로, Fluidic Device에서의 열유동 특성을 FLUENT를 사용하여 해석하고 결과를 분석하였다.</p> <p>1) 핵연료집합체에서의 열유동 특성 : 핵연료 집합체와 구조물에 관한 설계자료를 조사하여 분석하였으며, 이를 토대로 핵연료 집합체에 대한 단순 해석모델(sub-channel)로 열유동 해석을 수행하였다. 나프탈렌승화법을 이용한 열전달 측정 Data와 비교하여 해석모델을 검증하고, 여러 가지 설계조건과 유동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다.</p> <p>2) 원자로 내 열유동 특성 : 원자로 내 열유동 특성을 평가하기 위해서 원자로 설계관련 자료를 조사하여 분석을 하였다. 핵연료 집합체를 다공성 물질로 가정하여 3차원 해석모델을 구축하고, 차세대 원자로 실제 작동조건에서 해석을 수행하여 유동특성과 열전달특성을 분석하였다.</p> <p>3) Fluidic Device의 유동 특성 : Fluidic Device에 대한 설계자료 조사, 분석을 통하여 해석모델을 개발하고, 한국원자력연구소에서 수행한 Model 실험결과와 비교하여 해석모델을 검증하였다. 또한, 시간의 경과에 따른 유량의 변화를 해석하고, 대유량과 소유량 조건에서 유동특성을 해석하여 결과를 분석하였다.</p>			
주제명키워드(10단어 내외)		차세대 원자로, 피동안전설비, 핵연료 집합체, Fluidic Device, 열유동 특성, 전산해석			

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.			
		KINS/HR-405			
Title/Subtitle		Preapplication Review for APR1400			
Sponsoring Org. Project and Project Manager		Evaluation on Thermal-hydraulic Characteristics for Passive Safety Device of the APR1400 Seong-Yeon Yoo(KANT)			
Researcher and Dep't.		S. H. Lee, M. K. Son(KANT), M. S. Jee, M. H. Chung(CNU)			
Pub. Place	Taejon	Pub. Org.	KANT	Pub. Date	2001. 7.
Page	77	Il.and Tab.	Yes (<input type="radio"/>), No (<input type="radio"/>)	Size	210×297 mm
Note					
Classified	Unclassified(<input type="radio"/>), Classified(<input type="radio"/>)		Report Type	Research Report	
Sponsoring Org.	KANT		Contract No.	RS00-66-PI	
Abstract (About 200 Words)					
<p>To establish evaluation and verification guideline for the APR1400, thermal-hydraulic characteristics for fuel rod bundle, reactor vessel and fluidic device is analyzed using FLUENT. Scope and major results of research are as follows :</p> <ol style="list-style-type: none"> 1) Thermal-hydraulic characteristics for nuclear fuel rod bundle : Design data for nuclear fuel rod bundle and structure are surveyed, and 3×3 sub-channel model is adopted to investigate the fluid flow and heat transfer characteristics in fuel rod bundle. Computational results are compared with the heat transfer data measured by naphthalene sublimation method, and numerical analysis and evaluation are performed at various design conditions and flow conditions. 2) Thermal-hydraulic characteristics for reactor vessel : Reactor vessel design data are surveyed to develop numerical model. Porous media model is applied for fuel rod bundle, and full-scale, three dimensional simulation is performed at actual operating conditions. Distributions of velocity, pressure and temperature are discussed. 3) Flow characteristics for fluidic device : Three dimensional numerical model for fluidic device is developed, and numerical results are compared with experimental data obtained at KAERI in order to verify numerical simulation. In addition, variation of flow rate is investigated at various elapsed times after valve operating, and flow characteristics is analyzed at low and high flow rate conditions, respectively. 					
Subject Keywords (About 10 Words)					
Advanced PWR, Passive Safety Device, Nuclear Fuel Rod Bundle, Fluidic Device, Thermal-hydraulic Characteristic, Numerical Simulation					