

핵비확산성 건식공정 산화물 핵연료 기술개발

Proliferation-resistant Dry Process Oxide Fuel Technology Development

건식재가공 핵연료 노심특성 평가기술 개발
Dry Process Fuel Core Characteristics Assessment
Technology Development

주관연구기관
한국원자력연구소

과 학 기 술 부

제 출 문

과 학 기 술 부 장 관 귀 하

본 보고서를 “핵비확산성 건식공정 산화물 핵연료 기술개발” 과제 (세부과제 “건식재가공 핵연료 노심특성 평가기술 개발”)의 최종보고서로 제출합니다.

2005 년 2 월 28 일

주관연구기관명:	한국원자력연구소
주관연구책임자:	최항복
연 구 원:	정창준, 노규홍, 박창제, 박주환, 이보옥, 류호진, 양명승

요 약 문

I. 제 목

건식재가공 핵연료 노심특성 평가기술 개발

II. 연구개발의 목적 및 필요성

가) 목 적

본 연구에서는 사용후 핵연료를 건식 재가공 하여 원자로에 재활용하는 핵연료주기의 기술적 타당성을 평가하고자 한다. 평가 대상으로는 경수로 사용후 핵연료를 재가공하여 제조된 건식 재가공 핵연료 소결체의 하나로 조사시험을 위한 해석업무, 경수로 사용후 핵연료를 중수로에 사용하는 듀픽 핵연료 개념과 현재 연구되고 있는 제 4세대 (GEN-IV) 원전에서의 건식 핵연료 기술이 있다. 본 연구에서 달성하고자 하는 최종 목표 및 단계 목표는 다음과 같다.

최종목표

- 핵연료 조사시험 분석 및 설계자료 생산
- 핵연료 안전특성 해석
- 미래형 원자로 핵연료주기 시스템 분석

1단계 목표 (2002.4.1 - 2005.2.28)

- 하나로 조사시험 해석 및 핵연료 설계자료 생산
- 핵연료 안전특성 해석
- 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발
- 건식 산화물 제조공정의 노물리 특성 평가

2단계 목표 (2005.3.1 - 2007.2.28)

- NRU 핵연료봉 조사시험 해석 및 설계자료 생산
- 핵연료 건전성 평가용 자료 생산
- 원자로별 건식 산화물 핵주기 연계성 분석
- 건식 산화물 핵주기 수용 원자로 시스템 분석
- 건식 산화물 핵주기 수용 가능 최적 원자로 선정 및 평가

나) 연구 개발의 필요성

원자력 발전에 따른 사용후 핵연료의 처리문제가 국제적으로 심각하게 대두되고 있는 시점에서, 각국은 자국의 상황에 적합한 후행 핵연료주기 기술 개발에 주력하고 있다. 한국원자력연구소에서는 경수로 사용후 핵연료를 중수로 핵연료로 전환하는 듀픽 핵연료주기 기술을 1992년도부터 개발하여 왔다. 듀픽 핵연료주기는 경수로 사용후 핵연료의 누적 문제를 해결하고, 중수로에서 발생하는 사용후 핵연료의 양을 절감시킬 수 있는 기술로 평가되었으나 아직 실용화에 대한 구체적인 계획은 수립되지 않았다.

현재, 미국을 중심으로 제 4세대 원자로 개발이 추진되고 있다. 제 4세대 원자로에서 고려하고 있는 핵연료는 핵 비확산성을 가지는 방사능 핵연료(Dirty fuel) 및 청정 폐기물(Clean waste) 개념의 핵연료이다. 듀픽 핵연료와 같은 건식재가공 핵연료는 방사능 핵연료 및 청정 폐기물 개념을 가지며, 핵확산 저항성의 우수함을 이미 국제적으로 인정받고 있다. 또한 제 4세대 원자력 시스템의 개발 요건인 지속성을 구현하기 위해서는 사용후 핵연료의 재활용이 필요하며, 핵확산 저항성을 만족하기 위해서는 건식 재가공 기술의 활용이 필요하다. 따라서 제 4세대 원자력 시스템 개발 계획과 연계하여 건식재가공 핵연료의 기술적 적용 타당성 평가가 필요하다.

기술적 측면

원자력의 지속적인 개발과 이용을 위해서는 사용후 핵연료 재활용 기술개발이

필요하며, 핵확산 저항성을 유지하면서 재활용을 할 수 있는 방법으로 건식 직접 재가공 핵연료 개발이 요구되고 있다. 특히, 제 4세대 원자로 개발 계획에서 요구하는 요건을 만족하는 핵연료의 개발이 필요하다. 건식 재가공 기술은 사용후 핵연료를 직접 재가공하는 기술로서 자원의 재활용 및 핵확산 저항성 측면에서 우수한 기술로 평가되고 있다. 따라서 건식재가공 기술은 미래형 원자로 또는 제 4세대 원자로 핵연료주기 구축의 중요한 원천 기술로 개발될 수 있다.

경제·산업적 측면

사용후 핵연료는 영구 처분해야 할 폐기물이 아니라, 재활용이 가능한 자원으로 이용하는 기술 개발이 필요하다. 사용후 핵연료의 재활용은 최종 폐기물의 절대량을 효과적으로 줄여 처분에 필요한 경제적 부담을 크게 감소시킬 수 있다. 그리고 에너지 생산에 필요한 새로운 핵연료의 요구량도 효율적으로 감소하므로 경제적인 파급효과도 기대할 수 있다. 또한 사용후 핵연료 재가공 기술은 대용량 기술로서 원격제어 및 고방사성 물질 취급 등 주변 기술의 개발을 필요로 하므로 원자력 산업에의 파급효과도 기대할 수 있다.

사회·문화적 측면

고유의 핵확산 저항성을 갖는 핵연료주기 기술은 사용후 핵연료의 이용관리에서 국제적인 핵 투명성을 확보할 수 있다. 그리고 사용후 핵연료의 발생을 억제하고 핵연료 자원을 절약할 수 있는 건식 재가공 핵연료주기 기술은 환경 친화적인 기술로 평가될 수 있다.

III. 연구의 내용 및 범위

가) 하나로 조사시험 해석 및 핵연료 설계 자료 생산

- 조사시험 방법론 및 결과 분석
- 노물리 및 열수력 설계자료 생산

나) 핵연료 안전 특성 해석

- 핵연료 온도 해석 방법론 분석
- 고연소도 핵연료 특성 분석
- 핵연료 안전 인자 해석 자료 생산

다) 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발

- 사용후 핵연료 재활용 최적 방법 연구
- 건식 산화물 재활용 최적 방안 연구

라) 건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가

- 제조공정의 노물리 특성 평가
- 공정별 건식 산화물 특성 분석

마) 노형별 건식 산화물 핵주기 활용성 분석

- GEN-IV 노형 개념 및 기준 검토
- GEN-IV 원자로에의 활용성 검토

IV. 연구 개발 결과

가) 하나로 조사시험 해석 및 핵연료 설계 자료 생산

하나로 조사시험 해석

건식 재가공 핵연료 조사시험에 따른 하나로 노심의 반응도 영향, 선출력 그리고 조사리그의 유동 특성을 평가하였다. 조사 핵연료의 장전 위치를 기준으로 평가한 결과 반응도 변화는 운영기술지침서의 제한 조건을 모두 만족하였다. 조사 핵연료의 선출력은 제어봉 위치 및 계산오차를 고려할 때 소결체의 최대 선출력

이 약 50 kW/m 정도로 예측되었으며, 이때 핵연료 온도 및 피복관 온도는 제한치 이내로 유지되었다. 그리고 냉각재 유속, 압력강하 및 견인력을 분석한 결과 5차 조사 시험 리그의 계장선 추가 및 설계 개선으로 인한 유동 특성은 크게 달라지지 않으며, 조사시험 리그의 안전성에도 크게 영향을 미치지 않을 것으로 예측되었다.

핵연료 설계 해석

듀픽 핵연료의 중수로 핵연료 교체해석을 통하여 핵연료 봉의 출력 이력을 생산하였다. 37-봉 천연우라늄 핵연료에 대해 적용되는 3% 결함 확률 곡선을 듀픽 핵연료 출력이력에 적용한 결과, 봉 출력변위는 기준을 초과하나 봉 출력은 기준을 만족하여, 결과적으로 결함이 발생하지 않는 것으로 예측되었다. 듀픽 핵연료에 대해 예상 되는 4개의 출력 이력에 대한 핵연료 봉 성능 해석 결과, 핵연료의 온도는 제한치 이내에서 유지되었으나, 핵분열 기체 방출과 관련하여 핵연료 봉 내압이 냉각재 압력 10.6 MPa 이상으로 상승하는 것으로 평가되었다. 따라서 핵연료 봉의 건전성 확보를 위한 설계 개선이 필요할 것으로 예상된다.

나) 핵연료 안전 특성 해석

액상 중성자 흡수물질 주입모델 개발 및 검증 해석

중수로 제 2 정지계통의 액상 중성자 흡수물질 주입에 따른 제트 성장 모델을 실험 결과를 사용하여 검증하였다. 중성자 흡수물질의 주입율은 1차원 수리학 코드인 ALITRIG를 사용하여 계산하였고, 이것을 CFX-4 코드를 사용하여 개발한 제트유동 모델의 과도 경계 자료로 사용하여 감속재 탱크 내 중성자 흡수물질 제트 커튼의 성장을 예측하였다. 해석 결과 제트 헤드의 중성자 흡수물질 농도가 200 ppm일 때 실험 결과와 가장 잘 일치하였다.

축 방향 출력 분포의 임계 열유속 영향 분석

듀픽 핵연료 장전 노심의 축 방향 출력 분포가 임계 열유속에 미치는 영향을 평가하였다. ASSERT 부수로 해석 코드를 이용하여 듀픽 핵연료다발 장전 채널의

전형적인 축 방향 출력 분포와 열 여유도가 가장 낮은 채널을 선정하여, 연소도 구간 0~19,000 MWd/t에서 임계 열 유속을 평가하였다. 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 경우, 최소임계 열유속비는 하류 쪽인 9번 혹은 10번 다발에서 발생하였다. 듀픽 핵연료다발의 연소도 및 반경 방향 출력 분포를 고려할 때 듀픽 장전 채널의 최소임계 열 유속비가 37-봉 핵연료다발의 최소임계 열 유속비보다 나쁘지 않은 것으로 나타났다.

핵연료 온도계산 모델 개발

듀픽 핵연료와 기존 천연 우라늄 핵연료와의 성능 차이는 주로 핵연료 열전도와 핵연료 봉에서의 중성자속 감쇄현상의 차이에 의한 것으로 평가되었다. 따라서 핵연료 열전도도 상관식이 듀픽 핵연료 중심온도에 미치는 영향을 평가하였으며, 핵연료 봉에서의 중성자속 분포를 HELIOS 코드를 사용하여 생산하였다. ELESTRES 코드를 사용하는 기존 모델과 MATPRO-9의 열전도도 모델을 비교한 결과 핵연료 중심온도에서 약 330°C 차이를 보였으며, 중성자속 분포의 영향은 약 50°C 정도로 나타났다.

방사선 선원항 계산

듀픽 핵연료가 장전된 중수로의 핵분열 생성물에 의한 방사선원을 계산하였다. 핵분열 생성물 양으로 측정되는 방사선원은 1/4 노심의 경우, 듀픽과 천연우라늄 노심에 대해 각각 46,912 TBq 및 75,448 TBq로 계산되었다. 이와 같이 듀픽 노심에서 방사선원이 낮게 나타나는 것은, 2-다발 핵연료 교체 방식을 사용하는 듀픽 노심의 경우 출력 분포가 평탄하게 되어 핵연료 다발에서의 선출력이 상대적으로 낮아지기 때문이다. 따라서 듀픽 노심의 냉각재 상실사고 시 대중에 대한 방사선 피폭량이 천연우라늄 노심의 경우에 비해 적을 것으로 예상된다.

냉각재 상실 사고 해석

중수로 설계기준 사고인 55% 펌프 흡입구 파손(PSB55), 35% 원자로 입구 헤더 파손(RIH35), 그리고 100% 원자로 출구 헤더 파손(ROH100)에 대한 사고 해석을

수행하여 핵연료 건전성을 평가하였다. 사고 후 3초 도안 핵연료에 누적되는 최대 에너지를 산정하여 핵연료 파손 기준인 840 J/g과 비교한 결과, 각 경우에 대해 34%, 32% 그리고 34%의 열적 여유도를 갖는 것으로 평가되었다.

다) 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발

핵주기 분석 방법론 개발을 위해 제 4세대 원전 핵연료주기 연구에서 사용되는 DYMOND 코드를 도입하였으며, 건식 재가공 주기 분석을 위한 모듈을 추가하였다. 수정된 코드를 사용하여 듀픽 핵연료로 대표되는 건식 산화물 핵주기 및 고속로 핵주기를 사용하여 전 세계 사용후 핵연료 발생량을 평가하였다. 건식 산화물 핵연료 주기의 경우 비순환 주기와 비교할 때 사용후 핵연료의 발생을 약 40% 감소시킬 수 있으며, 도입 시기를 빠르게 하고, 도입 용량을 22% 정도로 하는 경우가 사용후 핵연료의 발생을 최소화할 수 있을 것으로 나타났다. 핵연료 증식 비 1인 고속로 주기의 경우, 모든 사용후 핵연료가 재사용되므로 사용후 핵연료는 거의 누적되지 않고 플루토늄 누적량을 줄일 수 있는 것으로 나타났다. 그러나 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 감소에는 크게 기여하지 못하는 것으로 나타났다.

수정된 DYMOND 코드를 사용하여 국내 비순환, 건식 핵연료 및 고속로 주기에 대한 분석을 수행하였다. 비순환 주기 해석에서 2100년도의 원자력 발전 용량을 약 64 GWe로 할 경우 사용후 핵연료가 약 100 kt 발생될 것으로 예상되었다. 건식 산화물 주기를 도입하면 사용후 핵연료 누적량을 약 50% 감소시킬 수 있으며, 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물은 약 40% 감소된다. 고속로를 도입하여 사용후 핵연료를 재순환시킬 경우, 사용후 핵연료 발생량은 약 80%, 플루토늄 발생량은 약 25% 감소되는 것으로 나타났다.

라) 건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가

핵연료 제조 공정에서의 임계 안전성을 미임계 한계치 0.95를 기준으로 중수로 듀픽 핵연료, 토륨 핵연료 그리고 고속로 산화물 핵연료에 대해 분말 및 핵연료 봉 형태에 대해 평가하였다. 침수 사고에 대한 중수로 핵연료 계산 결과, 연소도

35,000 MWd/t의 경수로 사용후 핵연료로 제조되는 듀픽 핵연료 분말의 경우 임계 질량이 35 톤, ThO_2 -11% UO_2 핵연료 분말의 경우 13 톤으로 예측되었다. 고속로 핵연료의 경우 경수로 사용후 핵연료에서 얻어지는 초우라늄과 고속로 사용후 핵연료 분말에 대해 임계도를 평가하였다. 초우라늄 분말의 밀도가 10.0 g/cm^3 인 경우, 건조 및 침수 상태에 대해 임계 질량은 각각 47 및 1.2 kg이었다. 고속로 사용후 핵연료 분말의 경우, 건조 및 침수 상태에서의 임계 질량은 각각 200 및 13 kg으로 예측되었다. 따라서 고속로 핵연료의 경우 핵연료 제조공정에서 핵연료 취급 분량을 작게 유지해야 할 것이다. 핵연료 봉의 경우도 핵연료 종류에 따라 임계 특성이 크게 다르므로 적재 방식 및 간격을 조절하여 미임계도를 유지하여야 한다.

마) 노형별 건식 산화물 핵주기 활용성 분석

소듐 냉각 고속로 분석

건식제가공 핵연료의 액체 금속로 적용가능성을 확인하기 위하여, BN-600 복합 노심(CASE I)과 BN-600 변형노심(CASE II)에 대한 평형노심 계산을 수행하여 증식비가 1.05에 도달하는 핵연료 부피 비율과 농축도를 구하였다. CASE I에서 핵연료 비율이 49%일 때, 비희토류 핵분열 생성물이 100% 제거되면 희토류 핵분열 생성물을 25% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있다. 그러나 비희토류 핵분열 생성물을 60% 정도 제거하는 경우 희토류 핵분열 생성물을 45% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있는 것으로 나타났다. CASE II에서 핵연료 비율이 51%일 때, 비희토류 핵분열 생성물을 100% 제거하는 경우 희토류 핵분열 생성물을 30% 이상 제거하면 평형노심에 도달할 수 있으나, 비희토류 핵분열 생성물을 60% 정도 제거하는 경우 희토류 핵분열 생성물을 50% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있다. 결과에서 알 수 있듯이, 재순환 핵연료주기 구축을 위해서는 상당량의 핵분열 생성물이 공정 중 제거되어야 한다. 핵분열 생성물 제거 측면에서 핵연료의 부피비율이 높은 것이 유리한 것으로 나타났다.

납 냉각 고속로 분석

납 냉각 고속로의 경우 소듐 냉각에 비해 증식특성이 향상되어 낮은 핵연료 부피 비율에서 핵분열성 물질의 자급자족이 가능한 평형노심을 구성할 수 있으며, 평형노심에 도달하기 위한 핵분열생성물의 제거율도 조금 더 낮게 나타났다. CASE I의 경우, 비희토류 핵분열생성물을 100% 및 60% 제거한 경우 희토류 핵분열생성물을 각각 27% 및 54% 이상 제거하면 평형노심을 구축할 수 있다. CASE II의 경우, 비희토류 핵분열생성물을 100% 및 60% 제거할 경우 희토류 핵분열생성물을 30% 및 70% 이상 제거하면 평형노심에 도달할 수 있다.

가스 냉각 고속로 분석

600 MWth 가스 냉각 고속로 핵연료주기 타당성 연구를 핵연료 재순환 계산을 통해 수행하였다. 계산 결과 기준 노심의 초기 노심 증식 이득이 -0.04755 경우, 적정량의 천연우라늄과 플루토늄을 공급하면 초기노심의 핵연료를 계속해서 재순환 시킬 수 있는 것으로 나타났다. 원자로 출력 밀도에 대한 민감도 계산에서는, 기준노심(58.2 MW/m^3)과 비교하여 고출력밀도 노심(98.4 MW/m^3)에서 희소 악티나이드와 사용후 핵연료의 양을 줄일 수 있는 것으로 나타났다. 재가공 공정 변수에 대한 민감도 계산 결과 공정 손실과 핵분열 생성물 제거율이 각각 1% 및 95%인 경우에도 노심의 잉여반응도 및 사용후 핵연료 재순환에는 문제가 없는 것으로 나타났다. 그러나 사용후 핵연료의 연속 재순환을 가능하게 하는 최소 핵분열 생성물 제거율을 찾기 위해서는 추가 계산이 필요하다.

토륨 핵연료 중수로 분석

균질화된 토륨/우라늄 핵연료를 중수로에 장전하는 경우 여러 가지 특성과 함께 노물리 안전변수들을 계산하였다. 우라늄의 초기 비율과 초기 우라늄 농축도, 그리고 핵분열 생성물의 재순환 비율에 대한 민감도 분석을 통하여 중수로에 토륨/우라늄 혼합핵연료의 이용가능성을 확인하였다. 또한 천연우라늄과 비교하여 안전물리 특성에서는 큰 차이를 보이지 않았다. 비균질하게 토륨과 듀픽 핵연료 붕을 하나의 다발 내에 장전하는 방법에 대한 노물리 계산 결과, 노물리 안전성 측면에서 기존 천연 우라늄 핵연료를 장전하는 경우와 비교하여 큰 차이를 보이지는 않았으며 감속재 온도계수 측면에서는 더욱 안전성이 향상된 결과를 보였다.

다.

V. 연구개발 결과의 활용계획

건식재가공 핵연료 노심특성 평가 기술은 기존 중수로 및 향후 개발되는 개량 중수로의 건식재가공 핵연료 양립성을 입증하는 기술 및 신형 중수로 설계 해석 기술로 활용될 수 있다. 건식재가공 핵연료 노심특성 평가 기술 개발을 통하여 기존의 중수로 설계해석 기술을 향상시키며 실험적 방법을 통하여 설계해석의 정확도를 평가함으로써 중수로 설계 기술의 자립 및 기술 수준 향상을 기대할 수 있다.

건식재가공 핵연료 노심특성 평가 기술은 기존중수로 설계해석 기술에 추가하여 새로운 핵연료에 대한 해석 방법론을 포함하고 있기 때문에, 건식재가공 핵연료 주기 개발에 있어서 건식공정 핵연료의 성능을 입증하기 위한 시범 장전 해석 및 기타 관련 업무에 활용된다. 또한 현재 전 세계적인 추세인 방사능 핵연료 및 청정 폐기물 개념을 사용하는 제 4세대 원자로와 같은 미래형 원자로 시스템 및 핵연료주기 분석에 활용될 수 있다.

S U M M A R Y

I. Project Title

Dry Process Fuel Core Characteristics Assessment Technology Development

II. Objective and Importance of Project

A. Objective

The purpose of this study is to assess the technical feasibility of reusing spent nuclear fuel in the reactor system through the dry process. This study includes the analysis of the dry-processed fuel pellet irradiation in HANARO research reactor, direct use of spent PWR fuel in CANDU reactors (DUPIC) and the dry-recycling fuel cycle of the Generation-IV (GEN-V) reactors. The objectives of this study are as follows:

Final Objectives

- Analysis of the fuel irradiation test and generation of the fuel design parameters
- Analysis of fuel safety characteristics
- Analysis of future nuclear fuel cycle system

Objectives of Phase I (2002.4.1 - 2005.2.28)

- Analysis of the fuel irradiation test in HANARO and generation of the fuel design parameters
- Analysis of fuel safety characteristics
- Development of the dry oxide fuel cycle analysis method
- Physics analysis of the dry oxide fuel fabrication process

Objectives of Phase II (2005.3.1 - 2007.2.28)

- Analysis of the fuel irradiation test in NRU and generation of the fuel design parameters
- Data generation for the fuel integrity analysis
- Feasibility study on the dry oxide fuel symbiotic fuel cycle
- Physics analysis of the candidate dry oxide fuel reactor systems
- Physics analysis of the most feasible dry oxide fuel reactor system

B. Necessity of Research and Development

As the nuclear power generation continues to grow, the accumulation of the spent fuel and its disposal turned out to be an urgent problem and, therefore, each country is developing its own technology for the back-end fuel cycle. Since 1992, the Korea Atomic Energy Research Institute (KAERI) has been developing the Direct Use of spent PWR fuel in CANDU Reactors (DUPIC) technology to convert the PWR spent fuel into CANDU fuels. Though the DUPIC fuel cycle has been recognized as a promising option that can resolve the spent fuel accumulation, a detailed plan for the commercialization of the DUPIC fuel has not yet been established.

Currently the GEN-IV nuclear systems are being developed by the United States and other countries. The fuel concept considered for the GEN-IV reactor is based on the proliferation-resistant dirty fuel and clean waste concept. On the other hand, the DUPIC fuel has been developed based on the dirty fuel and clean waste concept, and the excellent proliferation-resistance of the DUPIC fuel has been internationally recognized. In addition, in order to fulfill the design requirement of the GEN-IV system such as the sustainable energy resources, it is necessary to recycle the spent fuel. It is also required to adopt a dry process to fulfill the proliferation-resistance of the proposed recycling fuel cycle. Therefore it is strongly required to assess the technical feasibility of the dry process fuel cycle technology in conjunction with the development of the GEN-IV nuclear system.

Technical Aspect

For the continuous development and use of the nuclear power, it is necessary to have the dry process recycling technology that can satisfy the requirement of the proliferation-resistance. Especially for the GEN-IV reactor system, the nuclear fuel and fuel cycle should satisfy the design requirements of the GEN-IV system. The dry process technology is being developed to directly refabricate the fuel from the spent fuel material, which has been recognized as an excellent technology from the viewpoints of natural resources utilization and proliferation-resistance. Therefore the dry process technology should be developed as a basic technology to establish the future reactor and GEN-IV nuclear fuel cycle.

Economic/Industrial Aspect

It is necessary to develop a technology that can utilize the spent nuclear fuel as reusable energy resources not as a waste to be permanently disposed of. The recycle of the spent fuel can appreciably reduce the amount of the spent fuel, which can relieve the financial burden for the spent fuel disposal. At the same time, the amount of uranium mining required for the fresh fuel production is effectively reduced, which is an additional incentive to the national economy. On the other hand, the dry process recycling facility requires auxiliary technologies such as remote handling/control and highly radioactive material treatment, which can also promote the nuclear industry.

Social/Cultural Aspect

The dry process technology has an inherent proliferation-resistance, which secures the international nuclear transparency. From the view point of the environmental effect, the dry process technology can also provide excellent features such as the spent fuel reduction, natural resources saving, process waste minimization, etc.

III. Scope and Contents of Project

A) Analysis of the fuel irradiation test in HANARO and generation of the fuel design parameters

- Review of the irradiation test analysis method and results
- Generation of physics and thermal-hydraulic design parameters

B) Analysis of the fuel safety characteristics

- Analysis of the fuel temperature calculation method
- Analysis of high burnup fuel characteristics
- Generation of fuel safety characteristics parameters

C) Development of the dry oxide fuel cycle analysis method

- Feasibility study on the optimum reuse of the spent nuclear fuel
- Feasibility study on the optimum reuse of the dry process oxide fuel

D) Physics analysis of the dry oxide fuel fabrication process

- Analysis of physics characteristics of the dry fuel fabrication process
- Analysis of oxide fuel characteristics depending on the dry process condition

E) Feasibility study on the application of the dry process oxide fuel technology to the future nuclear fuel cycle

- Review of the GEN-IV reactor system and standards
- Review of the applicability of the dry process technology to the GEN-IV reactor system

IV. Results of Research and Development

A) Analysis of the fuel irradiation test in HANARO and generation of the fuel design parameters

Analysis of the fuel irradiation test in HANARO

The dry process fuel irradiation test was analyzed for the reactivity effect on the HANARO research reactor, linear power of the irradiation fuel and the flow-induced vibration of the irradiation rig. The reactivity insertion due to the irradiation fuel loading was estimated based on the loading position of the test fuel, and the result satisfied the Technical Specification of the HANARO Operation. The linear power of the irradiation fuel pellet was estimated to be 50 kW/m based on the control rod position and calculation uncertainty, and the corresponding fuel and clad temperatures were within the limiting values. The flow-induced vibration of the irradiation rig was assessed against the coolant velocity, pressure drop and the drag force. The result showed that the flow-induced vibration due to the instrumentation cable and design modification was not much different from that of the previous irradiation rig and, therefore, it was concluded that the integrity of the irradiation rig is secured.

Fuel design analysis

The dry process fuel element power history was generated by the refueling simulation of the DUPIC fuel core. When applying the 3% defect curve of the standard natural uranium fuel to the DUPIC fuel power history, the element linear power increase exceeded the defect curve while the ramped linear power was within the defect curve. Therefore it is expected that the fuel defect does not occur during the normal operation of the DUPIC fuel core. The performance analysis was also performed for four different power histories of the DUPIC fuel, and the results showed that the fuel temperature was within the design limit but the internal pressure exceeded the coolant pressure of 10.6 MPa. Therefore it is recommended that the current fuel design is modified

to secure the fuel integrity.

B) Analysis of the fuel safety characteristics

Validation of the liquid poison injection model

The jet propagation model of the CANDU shutdown system 2 liquid poison injection was validated against the experimental data. The liquid poison injection rate was calculated by a one-dimensional hydraulic code ALITRIG, which was used as a transient boundary condition of the jet flow model developed by the CFX-4 code. Then the jet flow development phenomenon in the moderator tank was analyzed and the result showed that the calculation most exactly predicted the experimental results when the liquid poison concentration of the jet head was 200 ppm.

Effect of the axial power profile on the critical heat flux

The effect of the axial power profile on the critical heat flux (CHF) was assessed for the DUPIC fuel core. The CHF was estimated by a sub-channel analysis code ASSERT using the typical axial power profile for a channel with the minimum thermal margin and a burnup range of 0~19,000 MWd/t. For the DUPIC fuel channel, the minimum CHF ratio occurred at the 9th or 10th bundle of the downstream. Considering the DUPIC fuel bundle burnup and radial power distributions, it is expected that the minimum CHF of the DUPIC fuel channel is now worse than that of the standard 37-element fuel bundle.

Fuel temperature calculation model

It is known that the difference of the fuel performance between the DUPIC and standard natural uranium fuel is mostly due to differences in the thermal conductivity and the flux depression of the fuel pellet. Therefore the effect of the thermal conductivity model was assessed for the fuel centerline temperature and the effect of the flux depression model was

estimated by the HELIOS code. If the fuel centerline temperature is calculated by the existing thermal conductivity model of the ELESTRES and MATPRO-9 models, the temperature difference is 330°C. If the flux depression factor calculated by the HELIOS code is used instead of the existing model, the fuel centerline temperature difference is 50°C.

Evaluation of the radiation source term

The radiation source term of the DUPIC fuel CANDU reactor was estimated. The radiation source term represented by the fission products gap inventory was 46,912 TBq and 75,448 TBq for the 1/4 DUPIC and natural uranium core, respectively. Such a reduction of the radiation source term for the DUPIC fuel core can be attributed to the lower linear power of the DUPIC fuel bundle caused by the flattened power distribution of the DUPIC fuel core which adopts a 2-bundle shift refueling scheme. It is therefore expected that the consequence of the loss of coolant accident for the DUPIC fuel core will be weaker when compared to the natural uranium core from the viewpoint of radiation doses to the public.

Loss of coolant accident analysis

The dry process fuel integrity was assessed against design basis accidents such as 55% pump suction break (PSB55), 35% reactor inlet header break (RIH35) and 100% reactor outlet header break (ROH100). The maximum energy accumulated in the fuel was estimated for 3 sec following the accident and compared to the fuel breakup energy of 840 J/g. The comparison showed that the thermal margin to the fuel breakup was 34%, 43% and 34% for the PSB55, RIH35 and ROH100, respectively.

C) Development of the dry oxide fuel cycle analysis method

For the development of the fuel cycle analysis method, the DYMOND code, which is currently used for the GEN-IV fuel cycle study, was imported and modified to be used for the dry process fuel cycle analysis. Using the modified DYMOND code, the dry process (represented by the DUPIC fuel cycle) and fast reactor fuel cycles

were analyzed and the world-wide spent fuel generation was estimated. The results showed that the dry process fuel cycle can reduce the spent fuel generation by 40% and the spent fuel inventory can be minimized if the dry process fuel cycle is introduced earlier and electricity generation capacity is 22%. For the fast reactor fuel cycle with a breeding ratio of one, the spent fuel accumulation is nearly zero because all the spent fuels are recycled. The plutonium inventory is also reduced, but the minor actinides (MA) and fission products (FP) inventories are not reduced.

The domestic once-through, dry process and fast reactor fuel cycles were analyzed by the modified DYMOND code. For the reference case of the once-through fuel cycle, in which the nuclear power capacity is expected to be 64 GWe in 2100, the amount of total spent fuel is expected to be 100 kt. If the dry oxide fuel cycle is introduced, the amount of spent fuel can be reduced by 50% and the amount of plutonium, MA and FP can be reduce by 40% as well. If sodium-cooled fast reactors are introduced to recycle the spent fuel, the spent fuel and plutonium generation can be reduced by 80% and 25%, respectively.

D) Physics analysis of the dry oxide fuel fabrication process

The criticality of the dry process fuel was assessed for the CANDU DUPIC, thorium and the fast reactor oxide fuel powder and rods, based on the sub-criticality limit of 0.95. For the flooded condition of the CANDU fuel powder, the critical mass of the dry process fuel was estimated to be 35 and 13 ton for the DUPIC fuel (made of PWR spent fuels with a burnup of 35,000 MWd/t) and $\text{ThO}_2\text{-11\%UO}_2$ fuel, respectively. For the fast reactor fuel, the critical mass was estimated for the transuranics (TRU) from the PWR spent fuel and fast reactor spent fuel. If the TRU powder mass is 10.0 g/cm^3 , the critical mass was 47 kg and 1.2 kg for the dry and flooded condition, respectively. For the fast reactor spent fuel powder, the critical mass was 200 kg and 13 kg for the dry and flooded condition, respectively. Therefore it is recommended to keep a small batch size during the fabrication process of the fast reactor fuel. In case of the fuel rod, the criticality changes depending on the fuel type and, therefore, the storage rack type and pitch should be adjusted to maintain

the sub-criticality.

- E) Feasibility study on the application of the dry process oxide fuel cycle technology to the future nuclear fuel cycle

Sodium-cooled fast reactor

In order to assess the applicability of the dry process fuel to a sodium-cooled fast reactor, equilibrium core calculations were performed for the BN-600 hybrid (CASE I) and BN-600 modified (CASE II) core, and the fuel volume fraction and enrichment were determined for the break-even core of which the fissile breeding ratio is one. For the CASE I with a fuel volume fraction of 49%, the equilibrium core can be established if the non-rare-earth and rare-earth (RE) fission products are removed by 100% and 25%, respectively. If the non-RE fission products are removed by 60%, the RE fission products should be removed by more than 45% to establish an equilibrium fuel cycle. For the CASE II with a fuel volume fraction of 51%, the equilibrium core can be established if the non-RE and RE fission products are removed by 100% and 30%, respectively. If the non-RE fission products are removed by 60%, the RE fission products should be removed by more than 50% to establish an equilibrium fuel cycle. As can be found from the calculation results, a large amount of fission products should be removed during the dry process in order to establish the continuously recycling fuel cycle. It was also found that the a high fuel volume fraction core is beneficial from the view point of the fission products removal.

Lead-cooled fast reactor

When compared to the sodium-cooled fast reactor, the breeding capability of the lead-cooled fast reactor is improved, which enables to establish an equilibrium core with a lower fuel volume fraction and allows a lower fission products removal rate of the dry process. For the CASE I, when the non-RE fission products are removed by 100% and 60%, the equilibrium core can be established if the RE fission products are removed

by more than 27% and 54%, respectively. For the CASE II, when the non-RE fission products are removed by 100% and 60%, the equilibrium core can be established if the RE fission products are removed by more than 30% and 70%, respectively.

Gas-cooled fast reactor

A feasibility study was performed for a 600 MWth gas-cooled fast reactor fuel cycle through recycling simulations. The results showed that the initial breeding gain of -0.04755 is sufficient enough to sustain the recycling of the actinides with a reasonable amount of natural uranium and plutonium feed material. A comparative calculation on the core power density has shown that it is feasible to reduce the amount of minor actinides and spent fuel in the high power density core (98.4 MW/m^3) when compared to the reference core (58.2 MW/m^3). The sensitivity calculation on the dry process parameters showed that the spent fuels can be recycled with sufficient excess reactivity even if the process loss is 1% and the fission products removal rate is 95%. It is however required to perform more calculations to find out the minimum removal rate of the fission products that allow the continuous recycling of the spent fuel.

Thorium fuel heavy water reactor

The feasibility of the homogeneous $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$ fuel cycle in a CANDU reactor was assessed, including various reactor characteristics and safety parameters. Parametric calculations were performed for the initial uranium fraction, enrichment and fission products removal rate, and the results showed that the thorium fuel can effectively be used in the CANDU reactor. The safety parameter of the thorium fuel CANDU reactor was no worse than those of the natural uranium core. The heterogeneous $\text{ThO}_2/\text{DUPIC}$ fuel, which has thorium and DUPIC fuels in different fuel elements, showed that the reactor safety parameters of the core is not much different from those of the natural uranium fuel core, and the safety could even be improved from the viewpoint of the moderator temperature coefficient.

V. Proposal for Application of Research and Development Results

The dry process fuel core characteristics assessment technology can be used for assessing the compatibility of the dry process fuel with existing CANDU reactors and for designing advanced CANDU reactors. By developing the dry process fuel core characteristics assessment technology, the design and analysis method of the existing CANDU reactor can be improved. If the accuracy of the CANDU reactor design and analysis method is confirmed through the experimental verification, it is then possible to achieve the technology independence of the CANDU reactor design and analysis.

Because the dry process fuel core characteristics assessment technology includes new analysis methods as well as the existing methodology, it can be used for analyses of the fuel loading behavior and other related characteristics, which is necessary to demonstrate the performance of the advanced fuel being developed. The dry process fuel core characteristics assessment technology is also applicable to the GEN-IV reactor and fuel cycle development, of which the main concept is the dirty fuel and clean waste.

C O N T E N T S

PREFACE	
SUMMARY (KOREAN)	I
SUMMARY (ENGLISH)	XI
CONTENT	XXII
TABLE CONTENT	XXXII
FIGURE CONTENT	XXXVII
CHAPTER 1. INTRODUCTION	1
1.1 Purpose of Project	4
1.2 Objectives and Scope	6
1.3 Current Status of the Technology Development	9
1.3.1 Foreign technology	10
1.3.2 Domestic technology	11
1.3.3 Review of technology development cases	12
1.4 Review of the Detailed Technology Items	13
1.4.1 Foreign technology	13
1.4.2 Domestic technology	15
1.5 References	17
CHAPTER 2. ANALYSIS OF THE IRRADIATION TEST IN HANARO AND GENERATION OF FUEL DESIGN DATA	23
2.1 Analysis of the Fuel Irradiation Test in HANARO	25
2.1.1 3rd irradiation test in HANARO	26
2.1.2 4th irradiation test in HANARO	29
2.1.3 5th irradiation test reactor physics characteristics	31
2.1.4 5th irradiation test rig flow-induced characteristics	33
2.1.5 Summary	37

2.2 Fuel Design Analysis	58
2.2.1 Fuel design requirements	58
2.2.2 DUPIC fuel design characteristics	60
2.2.3 DUPIC fuel material property	61
2.2.4 Compatibility with the fuel management strategy	64
2.2.5 Mechanical performance of the DUPIC fuel	66
2.2.6 Thermal-hydraulic performance of the DUPIC fuel bundle	69
2.3 References	102

CHAPTER 3. ANALYSIS OF THE FUEL SAFETY CHARACTERISTICS

.....	107
3.1 Validation of the Shutdown System 2 Liquid Poison Injection Model	109
3.1.1 ALITRIG liquid poison injection model	110
3.1.2 Source term model of the liquid poison injection	113
3.1.3 Validation of the liquid poison injection model	114
3.2 Fuel Temperature Calculation Model	119
3.2.1 Flux depression model	119
3.2.2 Thermal conductivity model	120
3.2.3 Fuel centerline temperature	122
3.3 Radiation Source Term Calculation	130
3.3.1 Characteristics of the fission products	130
3.3.2 Source term calculation of the DUPIC fuel core	132
3.4 Accident Analysis	159
3.4.1 Reactor safety design requirements	159
3.4.2 Analysis method and assumptions	160
3.4.3 Loss of coolant accident analysis	162
3.4.4 Fuel integrity analysis	165
3.5 References	185

CHAPTER 4. DRY OXIDE FUEL CYCLE ANALYSIS METHOD 187

4.1 Current Status of Future Nuclear Fuel Cycle Development	189
4.1.1 Once-through fuel cycle	190
4.1.2 Partial recycle	192
4.1.3 Full recycle	192
4.1.4 All actinides recycle	193
4.2 Characteristics of the Future Nuclear Fuel	194
4.2.1 Thermal reactor fuel	194
4.2.2 Fast reactor fuel	197
4.3 Fuel Cycle Analysis Method Development	200
4.3.1 DYMOND code analysis	200
4.3.2 DUPIC fuel cycle in the Generation-IV roadmap	202
4.3.3 Fast reactor fuel cycle in the Generation-IV roadmap	204
4.4 Korean Nuclear Fuel Cycle Study	227
4.4.1 DYMOND code modification	227
4.4.2 Once-through fuel cycle model analysis	229
4.4.3 DUPIC fuel cycle analysis	230
4.4.4 Metal fuel sodium-cooled fast reactor fuel cycle analysis	231
4.4.5 Oxide fuel sodium-cooled fast reactor fuel cycle analysis	232
4.5 Summary	286
4.6 References	288

**CHAPTER 5. PHYSICS STUDY OF THE DRY OXIDE FUEL FABRICATION
PROCESS** 289

5.1 Current Status of the Recycling Fuel Fabrication Process	291
5.1.1 Fluoride voloxidation process	293
5.1.2 Pyro-electrical process	294
5.1.3 AIROX process	294
5.1.4 DUPIC process	295
5.2 Criticality Analysis of the Dry Oxide Fuel Fabrication Process	299

5.2.1 Criticality analysis model	299
5.2.2 DUPIC fuel	300
5.2.3 Thorium recycling fuel	301
5.2.4 Sodium-cooled fast reactor oxide fuel	303
5.3 References	326

**CHAPTER 6. REVIEW OF THE GENERATION-IV REACTORS AND THE
APPLICABILITY OF THE DRY PROCESS 329**

6.1 Review of the GEN-IV Reactor Concept and Standards	331
6.1.1 Gas-cooled fast reactor	331
6.1.2 Lead-cooled fast reactor	333
6.1.3 Molten-salt reactor	335
6.1.4 Sodium-cooled fast reactor	336
6.1.5 Super critical water reactor	337
6.1.6 Very high temperature reactor	339
6.2 Review of the Sodium-Cooled Fast Reactor	356
6.2.1 Current status of the technology development	357
6.2.2 Sodium-cooled fast reactor reference core	358
6.2.3 Sodium-cooled fast reactor equilibrium core	360
6.2.4 Effect of the fission products removal on the core characteristics	367
6.3 Review of the Lead-Cooled Fast Reactor	394
6.3.1 Current status of the technology development	394
6.3.2 Lead-cooled fast reactor equilibrium core	396
6.3.3 Effect of the fission products removal on the core characteristics	400
6.4 Review of the Gas-Cooled Fast Reactor	418
6.4.1 Gas-cooled fast reactor reference core	418
6.4.2 Gas-cooled fast reactor recycling	420
6.4.3 Effect of the fission products removal on the core characteristics	422
6.5 Dry Process Fuel Heavy Water Reactor	432
6.5.1 Advanced CANDU reactor	432

6.5.2 Thorium fuel HWR analysis model 433
6.5.3 Thorium/uranium homogeneous fuel recycling analysis 437
6.5.4 Thorium/DUPIC heterogeneous fuel recycling analysis 442
6.5.5 Effect of the fission products removal on the core characteristics 444
6.6 Dry Process Fuel Pressurized Water Reactor 492
6.6.1 PWR fuel model 492
6.6.2 PWR fuel reference composition 493
6.6.3 Effect of the fission products removal on the core characteristics 495
6.7 Summary and Future Works 510
6.8 References 513

**CHAPTER 7. ACHIEVEMENT OF THE RESEARCH OBJECTIVES AND FUTURE
WORKS 519**

7.1 Achievement of the Research Objectives 521
7.1.1 Major achievement for detailed research objectives 521
7.1.2 Summary and suggestions for detailed research objectives 523
7.1.3 Research products 524
7.2 Future Research Plan 532
7.2.1 Application of the research results 532
7.2.2 Additional research items 532

목 차

제 출 문	
국문요약	I
영문요약	XI
목 차	XXII
표 목 차	XXXII
그림목차	XXXVII
제 1 장. 서 론	1
1.1 연구개발의 필요성	4
1.2 연구개발의 목적 및 범위	6
1.3 국내외 기술개발 현황	9
1.3.1 외국의 경우	10
1.3.2 국내의 경우	11
1.3.3 연구개발 사례에 대한 자체분석 및 평가결과	12
1.4 세부 기술사항의 검토분석 결과	13
1.4.1 외국의 경우	13
1.4.2 국내의 경우	15
1.5 참고문헌	17
제 2 장. 하나로 조사시험 해석 및 설계자료 생산	23
2.1 하나로 조사시험 해석	25
2.1.1 제 3차 하나로 조사시험	26
2.1.2 제 4차 하나로 조사시험	29
2.1.3 제 5차 조사시험 노물리 특성	31
2.1.4 제 5차 조사시험 리그 유동 특성	33
2.1.5 요약	37
2.2 핵연료 설계 해석	58

2.2.1 핵연료 설계 요건	58
2.2.2 듀픽 핵연료 설계 특성	60
2.2.3 듀픽 핵연료 물성 모델	61
2.2.4 핵연료 관리방안에 대한 양립성	64
2.2.5 듀픽 핵연료의 기계적 성능	66
2.2.6 듀픽 핵연료 다발의 열수력 성능	69
2.3 참고문헌	102
제 3 장. 핵연료 안전특성 해석	107
3.1 제 2 정지계통 액상 독물질 주입모델 개발 및 검증해석	109
3.1.1 ALITRIG 독물질 제트 성장 모델	110
3.1.2 생성향을 이용한 모델링	113
3.1.3 액상 독물질 주입실험에 대한 검증해석	114
3.2 핵연료 온도해석 방법론 예비 분석	119
3.2.1 중성자속 감쇄 모델	119
3.2.2 열전도도 모델	120
3.2.3 핵연료 중심온도 계산	122
3.3 방사선 선원항 계산	130
3.3.1 핵분열 생성물의 특성	130
3.3.2 방사선원 계산	132
3.4 사고 해석	159
3.4.1 원자로 안전성 설계 요건 검토	159
3.4.2 해석 방법 및 가정	160
3.4.3 냉각재 상실 사고 해석	162
3.4.4 핵연료 건전성 분석	165
3.5 참고 문헌	185
제 4 장. 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발	187
4.1 미래형 핵주기 기술현황 분석	189

4.1.1 비순환 주기	190
4.1.2 부분 재순환 주기	192
4.1.3 전체 재순환 주기	192
4.1.4 모든 악티나이드 재순환 주기	193
4.2 미래 핵연료 특성 분석	194
4.2.1 열중성자로 핵연료	194
4.2.2 고속로 핵연료	197
4.3 핵주기 분석 방법론 연구	200
4.3.1 DYMOND 코드 분석	200
4.3.2 제 4세대 원전 계획에서의 듀픽 핵연료 주기 분석	202
4.3.3 제 4세대 원전 고속로 주기 분석	204
4.4 한국 핵주기 특성 분석	227
4.4.1 DYMOND 코드 수정	227
4.4.2 비순환 주기 모형 해석	229
4.4.3 듀픽 핵연료주기 분석	230
4.4.4 금속 핵연료 소듐 고속로 주기 분석	231
4.4.5 산화물 핵연료 소듐 고속로 주기 분석	232
4.5 요약	286
4.6 참고 문헌	288
제 5 장. 건식 산화물 제조공정의 노물리 특성 평가	289
5.1 재순환 핵연료 제조공정 기술현황 분석	291
5.1.1 불화물 휘발공정	293
5.1.2 고온용융염 전해공정	294
5.1.3 AIROX 공정	294
5.1.4 듀픽 공정	295
5.2 건식 산화물 제조공정의 핵임계 안전성 평가	299
5.2.1 핵임계 계산 모델	299
5.2.2 듀픽 핵연료	300
5.2.3 토륨 재순환 핵연료	301

5.2.4 소듐 고속로 산화물 핵연료	303
5.3 참고문헌	326
제 6 장. 제 4세대 원자로 노형 검토 및 활용성 평가	329
6.1 제 4세대 원자로 노형 개념 및 기준 검토	331
6.1.1 기체냉각 고속로	331
6.1.2 납냉각 고속로	333
6.1.3 용융염 냉각로	335
6.1.4 소듐냉각 고속로	336
6.1.5 초임계수 냉각로	337
6.1.6 초고온 원자로	339
6.2 소듐냉각 고속로 예비 분석	356
6.2.1 소듐냉각 고속로 기술 현황	357
6.2.2 소듐냉각 고속로 기준노심	358
6.2.3 소듐냉각 고속로 평형노심	360
6.2.4 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성	367
6.3 납냉각 고속로 예비 분석	394
6.3.1 납냉각 고속로 기술 현황	394
6.3.2 납냉각 고속로 평형노심	396
6.3.3 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성	400
6.4 가스냉각 고속로 예비 분석	418
6.4.1 가스냉각 고속로 기준노심	418
6.4.2 가스냉각 고속로 재순환	420
6.4.3 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성	422
6.5 건식공정 핵연료 중수로 분석	432
6.5.1 신형 중수로 예비 분석	432
6.5.2 중수로 토륨 핵연료 분석 모델	433
6.5.3 토륨/우라늄 균질 핵연료 재순환 예비 분석	437
6.5.4 토륨/듀픽 비균질 핵연료 재순환 예비 분석	442
6.5.5 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성	444

6.6	건식공정 핵연료 경수로 분석	492
6.6.1	경수로 핵연료 모델	492
6.6.2	경수로 핵연료 기준계산	493
6.6.3	핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성	495
6.7	요약 및 향후업무	510
6.8	참고 문헌	513
 제 7 장. 연구개발 목표 달성도 및 향후업무		519
7.1	연구개발 목표 달성도	521
7.1.1	세부연구 목표별 주요 실적	521
7.1.2	세부연구 목표별 요약 및 의견	523
7.1.3	연구 성과물	524
7.2	향후 업무 계획	532
7.2.1	연구개발 결과 활용방안	532
7.2.2	추가 연구 항목	532

표 목 차

Table 2.1-1	Design specifications of the mini-elements	38
Table 2.1-2	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm)	39
Table 2.1-3	Comparison of DUPIC element linear power calculation (Control rod position: 600mm)	40
Table 2.1-4	DUPIC fuel element linear calculation by HANAFMS for the irradiate core	41
Table 2.1-5	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 550 mm, Arrangement 1)	42
Table 2.1-6	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm, Arrangement 1)	43
Table 2.1-7	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 650 mm, Arrangement 1)	44
Table 2.1-8	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm, Arrangement 2)	45
Table 2.1-9	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm, Arrangement 3)	46
Table 2.1-10	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 650 mm, Arrangement 2)	47
Table 2.1-11	Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 650 mm, Arrangement 3)	48
Table 2.2-1	Reference DUPIC Fuel Composition	74
Table 2.2-2	Design specification of the DUPIC fuel bundle	75
Table 2.2-3	Linear element power of the maximum bundle power DUPIC fuel	76
Table 2.2-4	Linear element power of the maximum bundle power natural uranium fuel	77
Table 2.2-5	Thermal-hydraulic characteristics of 37-element and DUPIC fuel channels	78

Table 3.3-1	Comparison of fission products total inventory for a linear power of 50 kW/m	135
Table 3.3-2	Comparison of fission products gap inventory for a linear power of 50 kW/m	136
Table 3.3-3	Comparison of fission products inventory of the 1/4 core	137
Table 3.4-1	Channel nodalization	166
Table 3.4-2	Initial condition of LOCA analysis	167
Table 3.4-3	Comparison of actuation time of shutdown system 1 for various transients	168
Table 3.4-4	Peak reactivity and time for various transients	169
Table 4.2-1	Fuel and recycle processes for GEN-IV systems	199
Table 4.3-1	DUPIC deployment capacity in Gen-IV roadmap	206
Table 4.3-2	Variation of the DUPIC deployment time	207
Table 4.3-3	Variation of the DUPIC capacity	208
Table 4.3-4	Fast reactor deployment time	209
Table 4.4-1	PHWR capacity (%) with time	234
Table 4.4-2	Fast reactor capacity with time	235
Table 4.4-3	Comparison of spent fuel and heavy element inventory (kt) (KALIMER Scenario)	236
Table 4.4-4	Comparison of spent fuel and heavy element inventory (kt) (SFR Scenario)	237
Table 6.1-1	GEN-IV reactor systems	341
Table 6.1-2	Characteristics of GEN-IV systems	342
Table 6.1-3	Comparison of liquid metal coolants	343
Table 6.1-4	Design requirements of MSR	344
Table 6.1-5	Design parameters of SFR	345
Table 6.1-6	Large-size SFR concepts	346
Table 6.1-7	Small-size SFR concepts	347
Table 6.1-8	Characteristics of SCLWR-H and LWR	348

Table 6.1-9	Design parameters of VHTR	349
Table 6.2-1	GEN-IV liquid metal reactor concepts	369
Table 6.2-2	Comparison of fuel types for liquid metal reactors	370
Table 6.2-3	S-PRISM system design parameters	371
Table 6.2-4	AFR-300 system design parameters	372
Table 6.2-5	Neutron energy group structures of the cross-section data	373
Table 6.2-6	Burnup chain model of the depletion calculation	374
Table 6.2-7	Specificaion of the SFR reference core	375
Table 6.2-8	Isotopic fractions of the TRU from the LWR spent fuel	376
Table 6.2-9	Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE I)	377
Table 6.2-10	Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE II)	378
Table 6.2-11	Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE I)	379
Table 6.2-12	Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE II)	380
Table 6.2-13	Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 49%, In/Out-core TRU enrichment: 15.04%/17.10%)	381
Table 6.2-14	Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 51%, In/Out-core TRU enrichment: 13.52%/17.68%)	382
Table 6.2-15	Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 51%, In/Out-core TRU enrichment: 13.97%/18.37%)	383
Table 6.2-16	Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 53%, In/Out-core TRU enrichment: 12.65%/19.49%)	384
Table 6.3-1	ENHS system design parameters	402
Table 6.3-2	PBWR system design parameters	403
Table 6.3-3	Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE I)	404
Table 6.3-4	Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE II)	405
Table 6.3-5	Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE I)	406
Table 6.3-6	Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE II)	407
Table 6.3-7	Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 45%, In/Out-core TRU enrichment: 14.35%/17.47%)	408
Table 6.3-8	Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 47%, In/Out-core TRU enrichment: 12.60%/17.70%)	409

Table 6.3-9 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 47%, In/Out-core TRU enrichment: 13.81%/18.21%) 410

Table 6.3-10 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 49%, In/Out-core TRU enrichment: 12.94%/18.59%) 411

Table 6.4-1 GFR reference core characteristics 424

Table 6.4-2 GFR reference core recycling characteristics 425

Table 6.4-3 GFR core recycling characteristics (Process loss=0.1%,FP recycle=1.0%) 426

Table 6.4-4 GFR core recycling characteristics (Process loss=0.5%,FP recycle=5.0%) 427

Table 6.4-5 Effect of process parameters on the GFR mass flow 428

Table 6.5-1 Characteristics of the advanced CANDU reactor 448

Table 6.5-2 Reactivity coefficients of the advanced CANDU reactor 449

Table 6.5-3 Boron reactivity worth 450

Table 6.5-4 Summary of isotopic mass change for ThO₂-9%UO₂ 451

Table 6.5-5 Summary of isotopic mass change for ThO₂-10%UO₂ 452

Table 6.5-6 Summary of isotopic mass change for ThO₂-11%UO₂ 453

Table 6.5-7 Comparison of natural uranium utilization for ThO₂-UO₂ fuel with different uranium fraction 454

Table 6.5-8 Comparison of safety-related physics parameters for ThO₂-UO₂ fuel at the equilibrium state 455

Table 6.5-9 Comparison of isotopic content of ThO₂-UO₂ fuel with different uranium fractions 456

Table 6.5-10 Comparison of natural uranium utilization for ThO₂-UO₂ fuel with different initial enrichment 457

Table 6.5-11 Comparison of safety-related physics parameters for ThO₂-UO₂ fuel at the equilibrium state 458

Table 6.5-12 Input values for the fuel cycle components 459

Table 6.5-13 Levelized cost (mills/kWh) of once-through fuel cycle 460

Table 6.5-14 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/uranium fuel cycle with various initial uranium ratios 461

Table 6.5-15	Levelized cost (mills/kWh) of thorium/uranium fuel cycle with various uranium enrichment ratios	462
Table 6.5-16	Levelized cost (mills/kWh) of thorium/uranium fuel cycle with various fission products removal ratios	463
Table 6.5-17	Isotopic mass change for various initial uranium loadings of the equilibrium state (0% removal of rare earths)	464
Table 6.5-18	Isotopic mass change for various initial uranium loadings of the equilibrium state (30% removal of rare earths)	465
Table 6.5-19	Levelized cost (mills/kWh) of thorium/DUPIC fuel cycle with various removal rates of rare earths	466
Table 6.5-20	Levelized cost (mills/kWh) of thorium/DUPIC fuel cycle with various initial uranium loadings (0% removal of rare earths)	467
Table 6.5-21	Levelized cost (mills/kWh) of thorium/DUPIC fuel cycle with various initial uranium loadings (30% removal of rare earths)	468
Table 6.5-22	Comparison of natural uranium utilization for ThO ₂ -9%UO ₂ fuel with different fission product recovery	469
Table 6.5-23	Comparison of safety-related parameters for the equilibrium state with different fission product recovery factors	470
Table 6.5-24	Summary of isotopic mass change for various removal rates of rare earths (Equilibrium state)	471
Table 6.5-25	Summary of safety-related parameters for various removal rates of rare earths (Equilibrium state)	472
Table 6.6-1	HELIOS input data for a PWR fuel	496
Table 6.6-2	Effect of the AIROX-recycled fuel on reactivity	497

그 립 목 차

Figure 2.1-1 Fuel arrangement and burnup at the initial stage of 10-1-3 cycle ($\%^{235}\text{U}$)	49
Figure 2.1-2 Fuel arrangement and burnup at the initial stage of 26-2 cycle ($\%^{235}\text{U}$)	50
Figure 2.1-3 Irradiation test rig configurations	51
Figure 2.1-4 Grapple head configurations for the irradiation test rigs	52
Figure 2.1-5 Cross-sectional view of the grapple head at the entrance	53
Figure 2.1-6 Grid configuration of the grapple head at the entrance	54
Figure 2.1-7 Grid configuration of a 1/6 symmetric section	55
Figure 2.1-8 Pressure contour of a 1/6 symmetric section	56
Figure 2.1-9 Velocity contour of a 1/6 symmetric section	57
Figure 2.2-1 A tentative DUPIC fuel bundle model	79
Figure 2.2-2 Bundle power distribution of the DUPIC fuel core	80
Figure 2.2-3 Bundle power distribution of the natural uranium core	81
Figure 2.2-4 Element linear power ratio of the DUPIC fuel bundle	82
Figure 2.2-5 Element linear power ratio of the 37-element natural uranium fuel bundle	83
Figure 2.2-6 DUPIC fuel bundle design power envelope	84
Figure 2.2-7 Natural uranium fuel bundle design power envelope	85
Figure 2.2-8 Ramped linear power of the DUPIC fuel outer element	86
Figure 2.2-9 Linear power increase of the DUPIC fuel outer element	87
Figure 2.2-10 Ramped linear power of the standard fuel outer element	88
Figure 2.2-11 Linear power increase of the standard fuel outer element	89
Figure 2.2-12 DUPIC fuel outer element power history model	90
Figure 2.2-13 DUPIC fuel centerline temperature	91
Figure 2.2-14 DUPIC fuel heat transfer coefficient	92
Figure 2.2-15 DUPIC fuel fission gas release volume	93
Figure 2.2-16 DUPIC fuel internal pressure	94
Figure 2.2-17 Comparison of DUPIC fuel internal pressure	95

Figure 2.2-18 Axial power distribution of M-4, M-8, and N-11 channel 96

Figure 2.2-19 Radial power distribution of the 37-element fuel bundle 97

Figure 2.2-20 Radial power distribution of the DUPIC fuel bundle 98

Figure 2.2-21 Comparison of the minimum critical heat flux ratio for CASE I ·
..... 99

Figure 2.2-22 Comparison of the minimum critical heat flux ratio for CASE II ·
..... 100

Figure 2.2-23 Comparison of the minimum critical heat flux ratio for CASE III
..... 101

Figure 3.1-1 Schematic of the liquid poison injection system 115

Figure 3.1-2 Segment of a calandria tank for 3-D jet simulation 116

Figure 3.1-3 Concentration profile at 9th pitch of nozzle #1 (delay time: 0.7578 sec)
..... 117

Figure 3.1-4 Comparison of jet growth predictions 118

Figure 3.2-1 Radial profile of the local heat generation rate (HAMMER) 123

Figure 3.2-2 Radial profile of the local heat generation rate (HELIOS) 124

Figure 3.2-3 HELIOS geometric model for a CANDU fuel 125

Figure 3.2-4 Comparison of power depression factors for the natural uranium fuel with
a diameter of 12.20 mm 126

Figure 3.2-5 Variation of the fuel conductivity for different conductivity correlations
..... 127

Figure 3.2-6 Variation of the fuel conductivity for different fuel burnups 128

Figure 3.2-7 Comparison of the fuel centerline temperature 129

Figure 3.3-1 Comparison of thermal conductivity 138

Figure 3.3-2 Comparison of thermal expansion 139

Figure 3.3-3 Iodine inventory of natural uranium fuel for a linear power of 50 kW/m
..... 140

Figure 3.3-4 Iodine inventory of DUPIC fuel for a linear power of 50 kW/m 141

Figure 3.3-5 Total inventory variation with fuel burnup 142

Figure 3.3-6	Total inventory variation with linear power at 6250 MWd/t	143
Figure 3.3-7	Iodine gap inventory of natural uranium fuel for a linear power of 50 kW/m	144
Figure 3.3-8	Iodine gap inventory of DUPIC fuel for a linear power of 50 kW/m	145
Figure 3.3-9	Gap inventory variation with fuel burnup	146
Figure 3.3-10	Gap inventory variation with linear power at 6250 MWd/t	147
Figure 3.3-11	Comparison of centerline temperature for a linear power of 40 kW/m	148
Figure 3.3-12	Element linear power of the natural uranium core	149
Figure 3.3-13	Element linear power of the DUPIC fuel core	150
Figure 3.3-14	Relative ring power distributions of natural uranium fuel bundle	151
Figure 3.3-15	Relative ring power distributions of DUPIC fuel bundle	152
Figure 3.3-16	Fuel element linear power distribution	153
Figure 3.3-17	Fuel element burnup distribution	154
Figure 3.3-18	Power envelope of the natural uranium fuel	155
Figure 3.3-19	Power envelope of the DUPIC fuel	156
Figure 3.3-20	Gap inventory distribution as a function of linear power	157
Figure 3.3-21	Gap inventory distribution as a function of fuel burnup	158
Figure 3.4-1	Configuration of CANDU-6 shutdown system	170
Figure 3.4-2	Comparison of channel power distribution	171
Figure 3.4-3	Comparison of channel flow distribution	172
Figure 3.4-4	Channel nodalization of the 10-channel model	173
Figure 3.4-5	Primary and secondary heat transport system nodalization	174
Figure 3.4-6	Nodalization diagram of multiple average channel for core pass	175
Figure 3.4-7	Channel coolant density (Pass 4-1 to 4-7, PSB55)	176
Figure 3.4-8	Power transient for critical channel (PSB55)	177
Figure 3.4-9	Average fuel temperature (Pass 4-1 to 4-7, PSB55)	178
Figure 3.4-10	Channel coolant density (Pass 4-1 to 4-7, RIH35)	179
Figure 3.4-11	Power transient for critical channel (RIH35)	180
Figure 3.4-12	Average fuel temperature (Pass 4-1 to 4-7, RIH35)	181
Figure 3.4-13	Channel coolant density (Pass 4-1 to 4-7, ROH100)	182

Figure 3.4-14	Power transient for critical channel (ROH100)	183
Figure 3.4-15	Average fuel temperature (Pass 4-1 to 4-7, ROH100)	184
Figure 4.3-1	Demand prediction model of DYMOND code	210
Figure 4.3-2	Plant construction model of the DYMOND code	211
Figure 4.3-3	Fuel requirement model of the DYMOND code	212
Figure 4.3-4	Amount of spent fuel and heavy elements (2015)	213
Figure 4.3-5	Amount of heavy elements (2015)	214
Figure 4.3-6	Amount of spent fuel and heavy elements (2020)	215
Figure 4.3-7	Amount of heavy elements (2020)	216
Figure 4.3-8	Amount of spent fuel and heavy elements (2025)	217
Figure 4.3-9	Amount of heavy elements (2025)	218
Figure 4.3-10	Amount of spent fuel and heavy elements (2030)	219
Figure 4.3-11	Amount of heavy elements (2030)	220
Figure 4.3-12	Amount of spent fuel and heavy elements (Capacity 20%)	221
Figure 4.3-13	Amount of heavy elements (Capacity 20%)	222
Figure 4.3-14	Amount of spent fuel and heavy elements (Capacity 18%)	223
Figure 4.3-15	Amount of heavy elements (Capacity 18%)	224
Figure 4.3-16	Comparison of spent fuel inventories	225
Figure 4.3-17	Comparison of heavy element inventories	226
Figure 4.4-1	Modeling of nuclear energy demand prediction	238
Figure 4.4-2	Reactor construction model including PHWR	239
Figure 4.4-3	Overall fuel cycle model	240
Figure 4.4-4	Fuel requirement model	241
Figure 4.4-5	PWR input data of the DYMOND code	242
Figure 4.4-6	PWR fuel composition data of the DYMOND code	243
Figure 4.4-7	PHWR input data of the DYMOND code	244
Figure 4.4-8	PHWR fuel composition data of the DYMOND code	245
Figure 4.4-9	Demand power scenario (Once-through)	246
Figure 4.4-10	Electricity generation fraction of each reactor type (Once-through)	247
Figure 4.4-11	Number of operating reactors (Once-through)	248

Figure 4.4-12	Number of reactor orders (Once-through)	249
Figure 4.4-13	Spent fuel inventory (Once-through)	250
Figure 4.4-14	Uranium inventory (Once-through)	251
Figure 4.4-15	Plutonium and minor actinide inventory (Once-through)	252
Figure 4.4-16	Fission products inventory (Once-through)	253
Figure 4.4-17	DUPIC reactor input data of the DYMOND code	254
Figure 4.4-18	DUPIC fuel composition data of the DYMOND code	255
Figure 4.4-19	Electricity generation fraction of each reactor type (DUPIC Cycle)	256
Figure 4.4-20	Number of operating reactors (DUPIC Cycle)	257
Figure 4.4-21	Comparison of spent fuel inventory (DUPIC Cycle)	258
Figure 4.4-22	Comparison of uranium inventory (DUPIC Cycle)	259
Figure 4.4-23	Comparison of plutonium inventory (DUPIC Cycle)	260
Figure 4.4-24	Comparison of minor actinide inventory (DUPIC Cycle)	261
Figure 4.4-25	Comparison of fission products inventory (DUPIC Cycle)	262
Figure 4.4-26	KALIMER-150 break-even core layout	263
Figure 4.4-27	KALIMER-600 break-even core layout	264
Figure 4.4-28	KALIMER-150 fuel composition data of the DYMOND code	265
Figure 4.4-29	KALIMER-600 fuel composition data of the DYMOND code	266
Figure 4.4-30	Electricity generation fraction of each reactor type (KALIMER Cycle)	267
Figure 4.4-31	Number of operating reactors (KALIMER-150)	268
Figure 4.4-32	Number of operating reactors (KALIMER-600)	269
Figure 4.4-33	Comparison of total spent fuel accumulation	270
Figure 4.4-34	Comparison of uranium accumulation	271
Figure 4.4-35	Comparison of plutonium accumulation	272
Figure 4.4-36	Comparison of minor actinides accumulation	273
Figure 4.4-37	Comparison of fission products accumulation	274
Figure 4.4-38	Hybrid BN-600 break-even core layout	275
Figure 4.4-39	Modified BN-600 break-even core layout	276
Figure 4.4-40	Hybrid BN-600 fuel composition data of the DYMOND code	277

Figure 4.4-41	Modified BN-600 fuel composition data of the DYMOND code	278
Figure 4.4-42	Electricity generation fraction of each reactor type (SFR cycle)	279
Figure 4.4-43	Number of operating reactors (SFR cycle)	280
Figure 4.4-44	Comparison of total spent fuel accumulation	281
Figure 4.4-45	Comparison of uranium accumulation	282
Figure 4.4-46	Comparison of plutonium accumulation	283
Figure 4.4-47	Comparison of minor actinides accumulation	284
Figure 4.4-48	Comparison of fission products accumulation	285
Figure 5.1-1	Schematic flow-sheet of IFR pyro-process	297
Figure 5.1-2	Comparison of AIROX and DUPIC process	298
Figure 5.2-1	Infinite multiplication factors against the PWR spent fuel powder concentration	309
Figure 5.2-2	Effective multiplication factor against the PWR spent fuel powder mass	310
Figure 5.2-3	Effective multiplication factor against the number of PWR spent fuel rods (Rectangular lattice)	311
Figure 5.2-4	Effective multiplication factor against the number of PWR spent fuel rods (Hexagonal lattice)	312
Figure 5.2-5	Infinite multiplication factor against the ThO ₂ /UO ₂ fuel powder concentration	313
Figure 5.2-6	Effective multiplication factor against the ThO ₂ /UO ₂ fuel powder mass	314
Figure 5.2-7	Effective multiplication factor against the number of ThO ₂ /UO ₂ fuel bundles (Single layer)	315
Figure 5.2-8	Effective multiplication factor against the number of ThO ₂ /UO ₂ fuel bundles (Rectangular array in double layers)	316
Figure 5.2-9	Effective multiplication factor against the number of ThO ₂ /UO ₂ fuel bundles (Hexagonal array in double layers)	317
Figure 5.2-10	Critical mass of the dry TRU powder against the powder density	318

Figure 5.2-11 Critical mass of the flooded TRU powder against the weight fraction 319

Figure 5.2-12 Critical mass of the dry SFR spent fuel powder against the density 320

Figure 5.2-13 Critical mass of the flooded SFR spent fuel powder against the weight fraction 321

Figure 5.2-14 Infinite multiplication factor of the SFR spent fuel rod against the P/D ratio (Flooded hexagonal lattice) 322

Figure 5.2-15 Hexagonal prism layout 323

Figure 5.2-16 Infinite multiplication factor of the SFR spent fuel rod against the P/D ratio (Flooded rectangular lattice) 324

Figure 5.2-17 Hexahedra prism layout 325

Figure 6.1-1 Configuration of a GFR core 350

Figure 6.1-2 Configuration of an LFR core (SVBR-75/100) 351

Figure 6.1-3 Configuration of an MSR system 352

Figure 6.1-4 Configuration of a SFR core (KALIMER) 353

Figure 6.1-5 Configuration of a SCWR system (SCLWR-H) 354

Figure 6.1-6 Configuration of a VHTR system (GT-MHR) 355

Figure 6.2-1 Radial configuration of BN-600 hybrid core (CASE I) 385

Figure 6.2-2 Radial configuration of BN-600 modified core (CASE II) 386

Figure 6.2-3 SFR physics calculation flow 387

Figure 6.2-4 Breeding ratio against the fuel volume fraction 388

Figure 6.2-5 Burnup reactivity swing against the fuel volume fraction 389

Figure 6.2-6 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 49%) 390

Figure 6.2-7 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 51%) 391

Figure 6.2-8 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 51%) 392

Figure 6.2-9 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products

(CASE II, Fuel volume fraction: 53%)	393
Figure 6.3-1 Breeding ratio against the fuel volume fraction	412
Figure 6.3-2 Burnup reactivity swing against the fuel volume fraction	413
Figure 6.3-3 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 45%)	414
Figure 6.3-4 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 47%)	415
Figure 6.3-5 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 47%)	416
Figure 6.3-6 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 49%)	417
Figure 6.4-1 Reactivity change of the reference GFR	429
Figure 6.4-2 Material flow of the reference GFR	430
Figure 6.4-3 Effect of process parameters on the GFR core reactivity	431
Figure 6.5-1 Comparison of CANDU reactor size	473
Figure 6.5-2 Comparison of CANDU-6 and ACR fuel lattices	474
Figure 6.5-3 Infinite multiplication factors of ACR lattices	475
Figure 6.5-4 Void reactivity change of ACR lattices	476
Figure 6.5-5 Coolant temperature coefficients of ACR lattices	477
Figure 6.5-6 Fuel temperature coefficients of ACR lattices	478
Figure 6.5-7 Moderator temperature coefficients of ACR lattices	479
Figure 6.5-8 Absorption cross sections of ^{232}Th and ^{238}U	480
Figure 6.5-9 Infinite multiplication factors of recycled $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$ fuel	481
Figure 6.5-10 Fuel temperature coefficient variation	482
Figure 6.5-11 Coolant temperature coefficient variation	483
Figure 6.5-12 Moderator temperature coefficient variation	484
Figure 6.5-13 Coolant void reactivity variation	485
Figure 6.5-14 Fissile contents of recycled $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$ fuel	486
Figure 6.5-15 Sensitivity of discharge burnup to initial uranium content	487
Figure 6.5-16 ^{233}Pa and plutonium mass of $\text{ThO}_2\text{-9%UO}_2$ fuel	488
Figure 6.5-17 Infinite multiplication factors of various initial uranium loadings (0%	

removal rates of rare earths) 489

Figure 6.5-18 Infinite multiplication factors of various initial uranium loadings (30%
removal rates of rare earths) 490

Figure 6.5-19 Infinite multiplication factors for various removal rates of rare earths
(0% initial uranium loadings) 491

Figure 6.6-1 Physics calculation path of the AIROX fuel 498

Figure 6.6-2 Configuration of a 16x16 CE fuel assembly 499

Figure 6.6-3 Comparison of the infinite multiplication factor 500

Figure 6.6-4 Comparison of the fissile plutonium content 501

Figure 6.6-5 Comparison of the thermal flux 502

Figure 6.6-6 Comparison of the moderator temperature coefficient 503

Figure 6.6-7 Comparison of the Doppler coefficient 504

Figure 6.6-8 Comparison of the boron worth 505

Figure 6.6-9 Comparison of the infinite multiplication factor for different rare earth
removal rates 506

Figure 6.6-10 Comparison of the moderator temperature coefficient for different rare earth
removal rates 507

Figure 6.6-11 Comparison of the Doppler coefficient for different rare earth removal rates
..... 508

Figure 6.6-12 Comparison of the boron worth for different rare earth removal rates
..... 509

BLANK

제 1 장. 서 론

BLANK

1. 서 론

증가하는 전력 수요를 만족시키기 위해서 원자력 발전 비율은 증가할 것으로 예측되고 있다. 원자력 발전을 계속할 경우 직면하게 될 문제는 누적되는 사용후 핵연료의 관리 및 처리이다. 미국과 같은 선진국에서는 현재까지 누적된 사용후 핵연료를 모두 지하에 저장할 계획으로 되어 있으나, 계속해서 발생하는 사용후 핵연료의 관리는 핵연료주기 측면에서 큰 부담이 되고 있다. 원자력 발전을 중단하지 않는 한 사용후 핵연료는 계속 발생할 것이며, 이를 억제하기 위해서는 사용후 핵연료를 계속 재순환시켜 외부로 방출되는 고준위 폐기물의 양을 최소화하거나, 사용후 핵연료에서 비 방사성 우라늄 및 장수명 핵종을 분리/수거하여 소각시키는 방안을 고려할 수 있다. 소각 방안의 경우 고준위 폐기물의 양을 획기적으로 감소시킬 수 있으나, 이를 위해서는 특정 핵종을 분리하는 공정이 필요하기 때문에 현재와 같은 국제정서에서는 가까운 시기에 한반도에 도입하기 힘들 것으로 보는 것이 타당하다.

현실적으로 접근 가능한 방안으로 핵연료 재순환을 고려할 수 있다. 그러나 이 경우도 혼합핵연료에서와 같이 플루토늄이 분리되는 재순환 방안은 역시 핵비확산 측면에서 도입하기에 어려움이 있다. 따라서 핵비확산 정책을 고려할 때 국내에 도입 가능한 사용후 핵연료 재활용 기술은 건식 재가공 기술로 보는 것이 타당하다. 예를 들어 듀픽 공정에서는 열적/기계적 공정만을 사용하여 사용후 핵연료의 비분리 재순환이 가능하다. 다시 말해 사용후 핵연료로부터 플루토늄 또는 특정 핵종의 분리가 원천적으로 배제된다. 현재의 듀픽 개념은 사용후 핵연료의 잔여 핵분열성 물질을 증수로에 일회 재활용하는 방안으로 사용후 핵연료 누적을 억제하는 효과는 크나 기술적으로 개선해야 할 사항을 많이 갖고 있다. 또한 현재 세계적으로 연구되고 있는 제 4세대 원자로 개발에 있어서도 여전히 사용후 핵연료 관리 문제가 있으며, 이를 해결하기 위해서도 일차적으로 건식 재가공 기술을 고려해야 할 것이다. 따라서 사용후 핵연료를 재순환시켜 사용후 핵연료의 발생을 억제하는 핵주기를 구성하기 위해서 다음과 같은 방향으로 기술 개발을 추진하여 왔다.

첫째, 원자로 내에서의 핵연료 성능을 향상시키기 위해서 사용후 핵연료 내의

불순물을 보다 획기적으로 제거시켜야 한다. 사용후 핵연료 내의 잔존 핵분열 생성물은 핵연료의 연소도 저하 및 건전성의 저해 요인이 되므로 이를 핵확산 저항성을 잃지 않는 범위에서 제거하는 기술의 개발이 필요하다. 이는 재처리(분리) 기술과 비교하여 핵확산 저항성 측면에서 우위를 확보하는 동시에 재활용 핵연료의 성능을 유지하는 주요 기술이 된다.

둘째, 핵연료 제조 방식의 변화가 필요하다. 현재까지의 기술 개발은 산화물 소결체 핵연료 제조 위주로 진행되어 왔다. 그러나 핵연료를 계속적으로 재순환시킬 경우 소결체의 건전성이 계속해서 저하될 수 있다는 점을 고려할 때, 새로운 핵연료 형태, 즉 보다 쉽게 제조하고 다시 해체할 수 있는 핵연료 형태가 바람직 할 것이다. 예를 들어 러시아가 개발한 충전 핵연료는 이러한 측면에서 큰 장점을 가질 수 있다.[1]

셋째, 핵연료의 재순환 시 외부로의 핵물질 방출 또는 유입을 최소화하기 위해서는 원자로 내에서 최소한의 핵분열성 물질의 증식이 이루어져야 하며 이를 위한 노형 개발이 필요하다. 현재까지 제시되고 있는 원자로 중에서는 고속로가 이러한 목적에 가장 적절할 것이다. 가스 또는 액체 금속을 사용하면 적절한 증식비를 얻을 수 있다. 열중성자 원자로의 경우에는 토륨 핵연료를 사용하면 증식비를 높일 수 있다.

1.1 연구개발의 필요성

원자력 발전에 따른 사용후 핵연료의 누적량은 지속적으로 증가하며 이에 대한 처리문제가 국제적으로 심각하게 대두되고 있다. 각국은 자국의 상황에 적합한 후행핵연료주기 기술 개발에 주력하고 있다. 한국과 같은 후발 원자력 국가에서는 사용후 핵연료를 재처리하여 관리할 수 있는 기술의 도입이 불가능하기 때문에 핵확산 저항성이 높은 건식 재가공 기술을 활용한 사용후 핵연료 이용/관리가 필요하다.

한국원자력연구소에서는 한국-미국-캐나다-국제원자력기구 공동으로 듀픽 핵연료주기 기술 개발을 수행하여 왔다.[2] 이 기술은 경수로 사용후 핵연료를 중수로

핵연료로 전환하는 기술로서, 경수로 사용후 핵연료의 누적 문제를 해결하고, 중수로에서 발생하는 사용후 핵연료의 양을 절감시킬 수 있을 것으로 평가되었으며, 특히 경수로와 중수를 동시에 보유한 국가에서 적용할 수 있는 기술이다. 현재까지 원천기술 개발을 실험실 규모로 수행한 결과, 건식 재가공 기술 입증 및 건식 재가공 핵연료 주기 구축을 위한 듀픽 핵연료기술 활용성에 대한 연구가 필요하다.

현재, 미국을 중심으로 21세기의 에너지 안정적 공급, 환경 보전, 안전성 향상 및 핵확산 저항성 확보를 위한 제 4세대 원자로 개발이 추진되고 있다.[3] 제 4세대 원자로에서 고려하고 있는 핵연료는 핵 비확산성을 가지는 방사선 핵연료(Dirty fuel) 및 청정폐기물(Clean waste) 개념의 핵연료이다. 건식 재가공을 통한 핵연료는 방사선 핵연료 및 청정폐기물 개념을 만족하며 강한 핵확산 저항성을 유지할 수 있다. 따라서 이러한 핵연료 개발을 통하여 제4세대 원자로에의 적용 가능성 연구가 필수적으로 수행되어야 한다.

기술적 측면

원자력의 지속적인 개발과 이용을 위해서는 사용후 핵연료 재활용기술 개발이 필요하며, 핵 확산 저항성을 유지하면서 재활용을 할 수 있는 방법으로 건식 직접 재가공 핵연료 개발이 요구되고 있다. 특히, 제 4세대 원자로 개발 계획에서 요구되는 요건을 만족하는 핵연료의 개발이 요구되고 있다. 이를 위해서는 사용후 핵연료를 건식 재가공 방식으로 제조하는 기술 입증과 건식 재가공 핵연료를 사용하는 미래형 원자로 또는 제 4세대 원자로의 핵연료 주기를 분석하여 기술적 타당성을 입증할 필요가 있다. 이러한 기술은 미래형 핵연료주기 구축의 중요한 원천기술로 개발될 수 있다.

경제·산업적 측면

사용후 핵연료를 영구 처분 및 관리해야 할 폐기 대상물이 아니라, 재활용 가능한 자원으로 이용하는 기술 개발이 필요하다. 건식 재가공 핵연료주기 기술 개발은 사용후 핵연료 처분 부담 경감에 따른 경제적 이득은 물론, 방사선 핵연료를 취급/

관리해야 하는 사용후 핵연료 이용/관리 시설 및 취급기술 개발 등 주변 기술 개발에 따른 산업적 파급 효과도 기대할 수 있다.

사회·문화적 측면

건식 재가공 기술은 평화적 목적의 원자력 이용에 적합한 핵 비확산성 핵연료주기 기술로서, 국제적으로 핵 투명성을 인정받을 수 있으며, 누적되는 사용후 핵연료 관리 문제를 완화하고, 사용후 핵연료의 발생량을 억제시키는 환경 친화적 기술이다.

1.2 연구개발의 목적 및 범위

건식 재가공 핵연료 노심특성 평가기술 개발에서는 현재까지 수행되어온 듀픽 핵연료 양립성 평가 중 보완이 필요한 부분에 대해 추가적인 연구를 수행하여 건식 재가공 핵연료를 장전한 원자로 해석 기술을 구축하며, 미래형 원자로에 건식 재가공 핵연료를 장전할 경우 그 기술적 타당성을 분석함을 목적으로 하고 있다. 최종 목표, 단계별 목표 및 연구 내용은 다음과 같다.

최종 목표

- 핵연료 조사시험 분석 및 설계 자료 생산
- 핵연료 안전 특성 해석
- 미래형 원자로 핵연료주기 시스템 분석

1단계 목표

- 하나로 조사시험 해석 및 핵연료 설계 자료 생산
- 핵연료 안전 특성 해석
- 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발
- 건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가
- 노형별 건식 산화물 핵주기 활용성 분석

2단계 목표

- 핵연료봉 조사시험 해석 및 설계 자료 생산
- 핵연료 건전성 평가용 자료 생산
- 건식 산화물 핵주기 수용 원자로 시스템 분석
- 원자로별 건식 산화물 핵주기 연계성 분석
- 건식 산화물 핵주기 수용 가능 최적 원자로 선정 및 평가

구 분	연구 개발 목표	연구개발 내용 및 범위
제 1차년도 (02.3.1 - 03.2.28)	- 핵연료설계 - 건식 산화물 핵주기 분석	<ul style="list-style-type: none"> ■ 하나로 조사시험 특성 분석 <ul style="list-style-type: none"> - 조사시험 방법론 분석 - 노물리 및 열수력 설계자료 예비 생산 ■ 핵연료 안전 특성 해석 <ul style="list-style-type: none"> - 핵연료 안전 특성 평가항목 도출 - 핵연료 온도 해석 방법론 예비 분석 ■ 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발 <ul style="list-style-type: none"> - 사용후 핵연료 재활용 최적방법 연구 - 건식 산화물 재활용 최적방안 연구 ■ 건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가 <ul style="list-style-type: none"> - 제조공정의 노물리 특성 평가 - 공정별 건식 산화물 특성 분석 ■ GEN-IV 노형 개념 및 기준 검토

구 분	연구 개발 목표	연구개발 내용 및 범위
제 2차년도 (03.3.1 - 04.2.28)	- 핵연료 설계 - 건식 산화물 핵주기 분석	<ul style="list-style-type: none"> ■ 하나로 조사시험 특성 분석 <ul style="list-style-type: none"> - 조사시험 결과 분석 - 노물리 및 열수력 설계자료 생산 ■ 핵연료 안전 특성 해석 <ul style="list-style-type: none"> - 핵연료 온도 해석 방법 고찰 - 고연소도 핵연료 특성 분석 ■ 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발 <ul style="list-style-type: none"> - 사용후 핵연료 재활용 최적방법 연구 - 건식 산화물 재활용 최적방안 연구 ■ 건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가 <ul style="list-style-type: none"> - 제조공정의 노물리 특성 평가 - 공정별 건식 산화물 특성 분석 ■ GEN-IV 원자로에의 활용성 검토
제 3차년도 (04.3.1 - 05.2.28)	- 핵연료 설계 - 건식 산화물 핵주기 분석	<ul style="list-style-type: none"> ■ 하나로 조사시험 특성 분석 <ul style="list-style-type: none"> - 조사시험 결과 분석 - 노물리 및 열수력 설계자료 생산 ■ 핵연료 안전 특성 해석 <ul style="list-style-type: none"> - 고연소도 핵연료 특성 분석 - 핵연료 안전인자 해석자료 생산 ■ 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발 <ul style="list-style-type: none"> - 사용후 핵연료 재활용 최적방법 연구 - 건식 산화물 재활용 최적방안 연구 ■ 건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가 <ul style="list-style-type: none"> - 제조공정의 노물리 특성 평가 - 공정별 건식 산화물 특성 분석 ■ GEN-IV 원자로에의 활용성 검토

1.3 국내외 기술개발 현황

미래 핵연료 주기 개발은 선행과 후행 주기를 발전소 운전 성능 향상과 통합하는 방향으로 이루어질 것으로 예상된다. 이러한 관점에서 혁신적인 핵연료 개발이 폐기물 관리와 자원 보존 측면에서 제안되어 연구되고 있다. 혁신적인 핵연료 및 핵연료주기는 핵연료 요건을 만족시키면서 핵연료주기의 경제성을 향상시키거나 최소한 경제성에 불이익을 주지 않도록 개발될 것이다. 현재까지의 연구 실험 결과를 근거로 혁신적인 핵연료로 그 가능성이 있는 몇 가지 핵연료들이 비순환 또는 재순환 핵연료주기를 대상으로 개발되고 있다.

핵연료 연소도 증가에 따른 희소 악티나이드와 핵분열 생성물의 축적은 핵연료 성능에 여러 가지 심각한 제약조건을 초래할 수 있다. 또한 각 국가들이 택하고 있는 후행 핵주기 정책(재처리, 장기 중간 저장, 재순환 등)에 따라 핵연료 성능에 대한 추가적인 요건이 부과될 수 있다. 일반적으로 혁신적인 핵연료 기술은 크게 두 가지로 기술될 수 있다.[4]

- 비순환 주기에서는 고연소도 핵연료가 연구되고 있다. 이 연구는 지하 처분 또는 중간 저장 시 방사선을 장기적으로 무결함 고착시키는 연구와 결부되어 있다. 이 방안에서 산화물 연료들은 고연소도를 달성하도록 개량되어 지고, 불활성 석재와 같은 연료들이 고려되고 있는데, 이는 비순환 주기에서 발전용 또는 군사용으로 생산된 잉여 플루토늄을 수용하고자 함이다.[5]
- 재순환 주기에서는 플루토늄과 희소 악티나이드의 함량이 높은 고연소도 핵연료를 요구한다. 재순환을 반복할 경우 이들 방사선 물질을 재가공하는데 추가적인 제약조건이 부과된다.[6-10] 균질 재순환의 경우, 플루토늄 양이 40%가 넘는 질화물 핵연료가 고려된 바 있으며, 금속 핵연료의 경우 원자로와 핵주기 시설이 통합 운영되는 방안이 고려된 바 있다.[11-13] 희소 악티나이드와 플루토늄이 분리 순환될 때는 특별히 불활성 매트릭스 연료가 고려되고 있다. 건식 재가공에 의한 재순환 개념으로는 경수로와 중수를 동시에 사용하는 듀픽 핵연료주기 개념이 있다. 이것은 경수로의 사용후 핵연료를 중수로에서 재사용하는 것으로 핵연료의 재성형 공정을 요구한다.[14]

1.3.1 외국의 경우

미국에서는 경·중수로 연계핵연료 주기개념과 유사한 기술로 AIROX 연구를 1960년대 및 1970년대에 걸쳐서 실험실 규모로 연구 개발 차원에서 수행한 적이 있다. 경수로 핵연료는 약 3.5 wt%의 저농축 우라늄을 연료로 하며, 대체적으로 30,000-40,000 MWd/t의 연소 후 1.2-1.5 wt%의 농축도를 갖는다. 따라서 이러한 사용후 핵연료에 농축우라늄을 일부 혼합하면 핵연료로 재사용할 수 있다. 1990년대에는 INEL에서 AIROX 핵연료의 경수로 양립성을 평가하였다. 고연소 핵연료 및 혼합핵연료와의 비교 평가를 수행한 결과 AIROX 핵연료를 사용할 경우 노심 내 출력 분포를 적절히 유지할 수 있으며, 핵물질의 사용을 최적화할 수 있고 사용후 핵연료 처분에 따른 환경 영향도 감소시킬 수 있는 것으로 결론짓고 있다.[15,16]

캐나다에서는 중수로 개량 핵연료 주기로서 저농축우라늄, 회수우라늄, 혼합핵연료 및 무기용 플루토늄을 사용하는 핵연료 주기의 타당성을 연구하였다.[17-23] 여기서 회수우라늄은 경수로 사용후 핵연료로부터 우라늄만 회수한 것이며 혼합핵연료는 경수로 사용후 핵연료로부터 우라늄과 플루토늄을 분리하지 않고 동시에 회수하는 핵연료로 탄뎀 핵연료주기로 정의되어 있다. 캐나다 전력공사는 28,000 MWd/t 연소도를 갖은 사용후 핵연료를 미국으로부터 입수하여 3개의 듀픽 핵연료 봉을 만들고, 이를 NRU 원자로에서 21,000 MWd/t까지 연소시키는 조사 시험을 1999년에 수행한 바 있다. 최근에는 군사용으로 생산된 플루토늄을 처분하기 위하여 중수로를 사용하여 소각시키는 방안을 미국 NRC 주관 하에 캐나다 전력공사가 연구한 바 있다. 또한, 농축 우라늄을 사용하고 안전성 및 경제성을 향상시킨 차세대 중수로 개발도 이미 연구를 완료하였다.[24]

아르헨티나에서는 브라질의 경수로와 아르헨티나의 중수로를 연결시키는 탄뎀 핵연료주기가 연구된바 있다. 이 연구에 의하면 약 38%의 천연우라늄을 혼합핵연료와 섞을 경우 우라늄 자원의 소비를 최소화할 수 있다. 이 경우 중수로 핵연료의 방출 연소도는 약 22,000 MWd/t이며 연간 약 84 톤의 우라늄을 절약할 수 있으며 이러한 양은 양국간의 우라늄 소비의 약 50%에 달한다. 핵연료주기 비용에 대한 평가에서는 기존의 천연우라늄주기와 비교하여 큰 차이가 없는 것으로 나타났으

며 방사선물질에 의한 장기적 위험도도 약 20% 정도 감소하는 것으로 밝혀졌다.[25]

제 4세대 원자로 개발과 관련하여, 미국에서는 고온야금 공정을 이용한 고속로의 금속핵연료 건식처리가 고려되고 있으며, 원자로와 핵주기 시설을 통합 운영하는 방안을 고려하고 있다. 러시아의 경우 이미 산화물 핵연료를 건식 재처리하여 고속로 핵연료로 재가공하는 기술을 개발한 바 있다. 프랑스의 경우 소듐고속로가 중단된 후 가스고속로 개발을 추진하고 있으며, 이때 사용후 핵연료의 재순환을 위해 불활성 매트릭스 연료 개발을 추진하고 있다.

1.3.2 국내의 경우

한국원자력연구소는 1983년부터 2년간 탄뎀 핵연료주기에 대하여 캐나다와 공동 연구를 수행하여, 탄뎀 핵연료주기가 기술적으로 타당하고 비순환 경수로 핵연료주기에 비하여 우라늄 소요량을 약 40% 절감할 수 있는 것으로 예측하였으나, 그 이후의 세부적인 기술성에 대한 연구는 국제적인 여건에 의해 중단되었다. 1980년대 후반에 경·중수로 연계 주기 기술개발의 필요성이 대두되면서 1990년 제 8차 한·미 원자력공동조정 위원회에서 탄뎀 핵연료주기의 습식 분리회수 공정 대신에 경수로 사용후 핵연료를 건식 비분리 공정을 통하여 중수로 핵연료로 제조할 수 있는 기술방안을 공식 의제로 상정하였다. 그 결과 1991년 제 13차 한·미 원자력 공동상설 위원회에서도 이 방안을 “경수로 사용후 핵연료의 중수로 내 재사용 기술개발에 관한 한·미·카 3개국 국제공동연구” 차원에서 동방안의 수행원칙을 합의하고 그해 6월 캐나다 오타와에서 3개국간 세부적인 실무 협의를 가진 후 91년 8월부터 한·미·카 간 기술성 분석을 수행하였으며, 미국 측은 91년 10월부터 과제에 참여하였다.

1993년도부터 시작된 중수로 내 듀픽 핵연료의 사용 가능성에 대한 연구에서 경수로 사용후 핵연료 자료 생산, 노심 해석을 위한 핵연료조성 선정, 노심 관리방안 비교 평가, 점 노심 모델을 사용한 안전성 예비해석, 핵연료 조성 비균질도 감소를 위한 조성 조절 방안 연구 등을 수행하여 왔다. 그리고 노심 해석에 사용되는 격자해석 코드가 기존의 설계코드에서 일반적인 수송이론 코드로 바뀜으로

해서 생기는 문제점을 파악하기 위한 비교 계산이 수행되었다. 4년간 수행된 중장기 과제에서 경수로 사용후 핵연료의 조성을 적절히 조절하여 중수로에 장전할 경우 출력 분포, 최대 다발 및 채널 출력 등으로 대표되는 원자로 운전 성능에는 영향이 없는 것으로 나타났다.[26]

1997년도부터 수행된 듀픽 핵연료 양립성평가 1단계에서는 듀픽 핵연료 원자로의 운전 타당성, 원자로 계통의 양립성 평가, 설계 방법 평가, 핵연료 조성 비균질도 해석, 그리고 듀픽 핵연료 경제성 분석이 수행되었다. 동 기간 동안에 듀픽 핵연료의 비균질도를 줄이는 방안으로 핵분열 물질의 양을 조절하여 기준 조성을 선정하고 비교 평가를 위해 반응도를 조절하는 비균질도 조절 방안을 제시하였다.[27-29] 원자로 양립성 평가는 원자로 제어 계통, 정지 계통, 수송 방안, 핵연료 장전 기술, 핵연료 취급 기술, 저장 계통, 그리고 원자로 구조물에 대해 수행하여 원자로 노내/외 특성에 대한 전반적인 평가를 완료하였다.[30] 또한 듀픽 핵연료 주기비용을 직접처분과 비교한 결과 대등한 것으로 나타났다.[31-34] 결과적으로 듀픽 핵연료 원자로에 대한 양립성 평가는 듀픽 핵연료가 기존 중수로에 큰 문제 없이 사용될 수 있음을 보여 주었다.

제 4세대 원자로 개발과 관련하여, 국내에서는 소듐고속로 개발을 중점 추진하고 있으며 비순환 금속핵연료 주기를 기준 모델로 고려하고 있으며, 재순환 산화물 핵연료 활용 방안도 동시에 고려하고 있다. 재순환 핵연료주기 모델에 대한 노심의 민감도 계산 및 핵주기 물량 분석 등 기초 연구가 진행되고 있다.

1.3.3 연구개발사례에 대한 자체분석 및 평가결과

듀픽 핵연료 개발 프로그램은 한국, 캐나다 그리고 미국이 공동으로 추진하고 있으며, 1991년도에 시작한 타당성 조사에서 산화/환원 공정을 채택하였다. 산화/환원 공정에 대한 기술적 타당성 입증은 실험실 규모로 추진하여 연구로에서 조사시험을 수행하는 방향으로 추진되었다. 한국원자력연구소는 국내에서 발생한 사용후 핵연료를 사용하여 듀픽 핵연료 소결체 물성 및 제조 실험을 수행하고, 연구로에서 조사 실험을 수행하고 있다.

듀픽 핵연료로 대표되는 건식 재가공 핵연료 주기의 개발, 특히 산화/환원 공정이 산업화에 이르기까지는 10년에서 15년 정도의 시간이 소요될 것으로 예상되며, 이러한 핵연료주기는 경제성에도 영향을 많이 받을 것이다. 천연우라늄 중수로 핵연료의 제조비용이 47-83 U\$/kgU 정도인 반면에 듀픽 핵연료 제조는 약 10배 (630-800 U\$/kgHM) 정도 높을 것으로 예측되었으나, 사용후 핵연료의 처리 비용 감소 효과로 듀픽 핵연료주기 비용은 비순환 핵연료주기 비용과 큰 차이가 없다. 그러나 현재 경수로 핵연료가 고연소도로 가고 있음에 따라, 중수로를 이용한 추가 연소의 이득이 감소할 수 있으며, 산화/환원 공정에서의 핵연료 제조가 더욱 어려워 질 수 있다.

현재 건식 재가공 핵연료 기술은 듀픽 핵연료 기술 개발을 통하여 자체적으로 연구/개발을 수행할 기반을 구축하였다. 장기적으로 건식 재가공 기술의 실용화를 위해서는 제조기술의 입증 및 노내 성능 확인을 위한 요소기술 개발이 추진되어야 하며, 고 연소도 사용후 핵연료의 제조 및 노내 성능 해석, 핵연료/원자로의 안전성 평가가 필요하다. 그리고 설계/해석 결과의 신뢰도 확보 및 미래 핵주기 적용 타당성 분석을 수행하여 미래 원자로에 적용할 수 있는 기술적 근거를 확보해야 한다.

1.4 세부 기술사항의 검토분석 결과

건식 재가공 핵연료 노심특성 평가의 세부 기술은 다음과 같이 요약할 수 있다.

- 조사시험 해석
- 핵연료 설계 자료 생산
- 핵연료 안전특성 해석
- 핵연료 주기 분석
- 미래형 원자로 분석

1.4.1 외국의 경우

조사시험 해석

핵연료 조사시험에 대해 많은 경험이 축적되어 있다. 캐나다는 NRU 원자로에서 사용후 핵연료를 조사시험 하였고, 노르웨이 할덴 원자로에서는 사용후 핵연료의 계장 조사 시험 등을 수행하여 핵연료 조사 특성을 상세히 분석할 수 있다. 조사시험 해석은 조사시험에 따른 안전성 분석 체계를 통해 그 방법론이 이미 구축되어 있다.

핵연료 설계자료 생산

핵연료 개발을 위해서는 핵연료 설계 자료를 생산해야 하는데, 실험적 방법과 해석적 방법이 사용된다. 이미 상용 핵연료를 개발한 경험이 있어 열수력 실험 시설 등을 활용하여 설계 자료를 생산할 수 있으며 코드 체계도 구축되어 있다. 중수로 핵연료 설계 및 성능 평가에는 주로 ELESTRES[35]가 사용되며 FEMAXI[36] 코드도 부분적으로 활용되고 있다. 그러나 중수로 건식 재가공 핵연료에 대해서는 설계 자료를 생산한 바 없다.

핵연료 안전특성 해석

핵연료 안전특성 해석은 사고 해석을 주 업무로 하며 이에 필요한 도구는 거의 구비되어 있다. 또한 사고 진행의 최종 단계에 이르는 핵연료의 건전성 해석 및 방사능 대기확산 해석도 그 방법론이 정립되어 있다. 중수로 해석에서는 CATHENA[37] 코드가 대표적으로 사용되며, 다른 원자로에서는 RELAP5[38] 코드가 주로 사용되고 있다. 건식 재가공 핵연료에 적용하기 위해서는 안전성 평가 체계의 타당성 검증이 필요하며, 핵연료의 물성 자료가 실험적으로 제공되어야 한다.

핵연료 주기 분석

제 4세대 원자로 개발에 부흥하여 미래 핵연료주기 분석을 위한 코드 개발이 활발히 진행되고 있다. 미국 ANL에서는 DYMOND[39] 및 DANESS[40] 코드를 개발하여, 주로 전력 수급 계획을 바탕으로 노심 연소 자료를 사용하여 원전 수요를 예측하고 이에 따른 물량 분석을 수행하고 있다. 건식 재가공 핵연료 주기

분석을 위해서는 건식 재가공 핵연료 원자로의 연소 특성 분석이 선행되어야 하는데 이에 대한 연구는 거의 없다. 또한 경제성 분석과 연결하기 위해서는 핵연료 주기 요소 비용이 생산되어야 하는데 이와 관련한 연구는 별로 수행된 바 없다.

미래형 원자로 분석

주로 제 4세대 원자로 개발과 관련하여 선진국들은 독자적인 해석 도구를 갖고 있다. 미국 ANL의 REBUS-3[41], 프랑스 CEA의 ERANOS[42] 코드는 대표적인 고속로 설계/해석 코드로 알려져 있다. 대부분의 해석 코드는 재순환 노심 해석 기능을 갖고 있어, 건식 재가공 핵연료 사용에 따른 해석 방법상의 문제는 없는 것으로 본다.

1.4.2 국내의 경우

조사시험 해석

핵연료 조사시험은 초기단계에 있으며, 소형 핵연료 붕을 조사시험 하고 있다. 현재 외국으로부터 계장 조사에 대한 기술을 습득하여 이를 추진하고 있으며, 연구로 시설이 확충되면 정규 크기의 중수로 핵연료 붕도 실험 가능할 것으로 예상된다. 조사시험 해석체계는 HANAFMS로 구축되어 있어 조사시험에 따른 안전성 해석에 전형적으로 사용되고 있다.

핵연료 설계자료 생산

중수로 건식 재가공 핵연료 설계 자료는 노심 해석 결과를 바탕으로 ELESTRES 코드를 사용하여 생산하고 있다. 건식 재가공 핵연료 물성은 실험적으로 구하여 코드에 반영하여 해석 결과의 신뢰성을 확보하고 있다. 열수력 실험 등을 통한 설계 자료 생산 및 검증은 수행된 바 없다.

핵연료 안전특성 해석

중수로 건식 재가공 핵연료 안전성은 캐나다 원자력공사가 사용하는 방법을 활용하여 평가하고 있다. 사고 영향 평가 또한 기존의 안전성 분석 체계를 따라 수행하고 있다. 건식 재가공 핵연료의 경우 물성 자료를 보완하면 해석상에는 큰 문제가 없다.

핵연료 주기 분석

건식 재가공 핵연료 주기 평가를 위해 DYMOND 코드를 도입하고 필요한 모듈을 추가하여 중수로, 경수로 및 고속로를 포함하는 핵연료주기 평가를 수행하고 있다. 노형별 핵연료 연소 특성과 전력 수급 계획을 바탕으로 물량 분석을 수행할 수 있으며, 이미 생산된 핵연료주기 요소 비용을 사용하면 핵연료주기 비용평가를 수행할 수 있다.

미래형 원자로 분석

건식 재가공 핵연료 장전 고속로는 REBUS 코드를 사용하여 분석할 수 있으며, 중수로 해석은 기존 코드 시스템을 사용한다. 가스 고속로의 경우 국내에 검증된 적절한 코드가 없어 독자적인 해석은 현재 불가능하다. 소듐 고속로의 경우 제 4세대 원자로 개발에서도 REBUS 코드를 사용하고 있어 코드의 신뢰성 문제는 없을 것으로 예상된다.

1.5 참고문헌

1. A.A. MAYORSHIN, G.I. GADZHIEV, V.A. KISLY, O.V. SKIBA and V.A. TYZKANOV, "Development of U₂PuO₂ Vibropac Fuel Elements Capable of Operation up to Super-high Burnups," Proceedings of International Conference on Evaluation of Emerging Nuclear Fuel Cycle Systems: Global'95, Versailles, 1995.
2. J.S. LEE, K.C. SONG, M.S. YANG, K.S. CHUN, B.W. RHEE, J.S. HONG, H.S. PARK and H. KEIL, "Research and Development Program of KAERI for DUPIC (Direct Use of Spent PWR Fuel in CANDU Reactors)," Proceedings of International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options, GLOBAL'93, Seattle, 1993.
3. "Generation 4 Roadmap Fuel Cycle Crosscut Group Executive Summary," U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation IV International Forum, 2001.
4. "Expert Group Meeting on Trends in the Nuclear Fuel Cycle: Economic, Environmental and Social Considerations," Organization for Economic Cooperation and Development/Nuclear Energy Agency, Oct. 2000.
5. H. AKIE et al., "Disposition of Excess Plutonium by the ROX-LWR System," Proceedings of Advanced Reactor with Innovative Fuels Workshop, Villigen, Switzerland, Oct. 21-23, 1998.
6. S. PILLON et al., "Plutonium Utilization in PWR and FR," Proceedings of Advanced Reactors with Innovative Fuels Workshop, Villigen, Switzerland, Oct. 21-23, 1998.
7. R. GIRIEUD et al., "A 100% MOX Core Design using a Highly Moderated Concept," Proceedings of International Conference on Future Nuclear System: GLOBAL'99, Jackson Hole, Aug. 29 - Sept. 3, 1999.
8. J. PORTA et al., "U-free Pu Fuels for LWRs - the CEA. DRN Strategy," Proceedings of Advanced Reactors with Innovative Fuels Workshop, Villigen, Switzerland, Oct. 21-23, 1998.

9. K. HESKETH, M. DELPECH, and E. SATORI, "The Physics of Plutonium Fuels - A Review of Organization for Economic Cooperation and Development/Nuclear Energy Agency Activities," *Nuclear Technology*, **131**, pp.385-394, Sept. 2000.
10. E. PICARD, J. NOIROT, R.L. MOSS, H. PLITZ, K. RICHTER, and J. ROUAULT, "First In-Pile Experimental Results of High-Plutonium-Content Oxide Fuel for Plutonium Burning in Fast Reactors," *Nuclear Technology*, **129**, pp.1-12, 2000.
11. D.C. WADE and Y.I. CHANG, "The Integral Fast Reactor Concept: Physics of Operation and Safety," *Nucl. Sci. Eng.:* **100**, pp.507-524, 1988.
12. T. MUKAIYAMA et al. "Minor Actinide Transmutation in Minor Actinide Burner Reactors," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, **64**, p.548, 1991.
13. "Status and Assessment Report of Actinide and Fission Product Partitioning and Transmutation," Organization for Economic Cooperation and Development/Nuclear Energy Agency, Paris, 1999.
14. M.S. YANG, Y.W. LEE, K.K. BAE and S.H. NA, "Conceptual Study on the DUPIC Fuel Manufacturing Technology," of International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options, GLOBAL'93, Seattle, 1993.
15. H. FEINROTH, "An Overview of the AIROX Process and Its Potential for Nuclear Fuel Cycle", Proceedings of International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging fuel Cycles and Waste Disposal Options, GLOBAL'93, Seattle, 1993.
16. S.N. JAHSHAN and T.J. MCGEEHAN, "An Evaluation of the Deployment of AIROX- Recycled Fuel in Pressurized Water Reactors", *Nucl. Tech.* Vol.106, 1994.
17. P.S.W. CHAN and A.R. DASTUR, "Fuelling Schemes for the Conversion of Existing CANDU's from Natural to Enriched Fuel Cycles", Proc. Topical Meeting on Advances in Fuel Management, Pinehurst, USA, 1986.
18. P.G. BOCZAR, H.G. BLUNDELL and M.T. VAN DYK, "Fuel Management Simulations for a Part-Core Loading of Slightly Enriched Uranium in a CANDU-600",

- AECL-9530, Atomic Energy of Canada Limited, 1987.
19. M.H. YOUNIS and P.G. BOCZAR, "Equilibrium Fuel-Management Simulations for 1.2% SEU in a CANDU 6", AECL-9986, Atomic Energy of Canada Limited, 1989.
 20. M.H. YOUNIS and P.G. BOCZAR, "Axial Shuffling Fuel-Management Schemes for 1.2% SEU in CANDU", AECL-10055, Atomic Energy of Canada Limited, 1989.
 21. P.G. BOCZAR, I.J. HASTINGS and A. CELLI, "Recycling in CANDU of Uranium and/or Plutonium from Spent LWR Fuel", AECL-10018, Atomic Energy of Canada Limited, 1989.
 22. R.E. GREEN, P.G. BOCZAR and I.J. HASTINGS, "Advanced Fuel Cycles for CANDU Reactors", AECL-9755, Atomic Energy of Canada Limited, 1988.
 23. D.F. TORGERSON, P.G. BOCZAR and A.R. DASTUR, "CANDU Fuel Cycle Flexibility", 9th Pacific Basin Nuclear Conference, Sydney, May 1994.
 24. D.F. TORGERSON, "The ACR-700 - Raising the Bar for Reactor Safety, Performance, Economics, and Constructability," *Nuclear News*, Oct. 2002.
 25. L.L. PEREZ TUMINI et al., "Study of a Tandem Fuel Cycle Between a Brazilian PWR (ANGRA-I) and an Argentinean CANDU (EMBALSE)", *Annals of Nuclear Energy* Vol.22, pp.1-10, 1995.
 26. H.B. CHOI, B.W. RHEE and H.S. PARK, "Physics Study on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU (DUPIC)", *Nucl. Sci. Eng.*: **126**, pp.80-93, 1997.
 27. H. CHOI, J.W. CHOI and M.S. YANG, "Composition Adjustment on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU," *Nucl. Sci. Eng.*: **131**, pp.62-77, Jan. 1999.
 28. H. CHOI, W.I. KO and M.S. YANG, "Reactivity Control Method for Direct Use of Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors (DUPIC)," *Nucl. Sci. Eng.*: **135**, pp.150-164, June 2000.
 29. M.G. NA, W.I. KO and H. CHOI, "A Spent-Fuel Combination Method for Minimizing Composition Variability of DUPIC Fuel," *Nucl. Sci. Eng.*, **142** (3), pp.315-326, Nov.

2002.

30. C.J. JEONG and H. CHOI, "Compatibility Analysis on Existing Reactivity Devices in CANDU 6 Reactors for DUPIC Fuel Cycle," *Nucl. Sci. Eng.:* **134** (3), pp.265-280, March 2000.
31. H. CHOI, W.I. KO and M.S. YANG, "Economic Analysis on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors - I: DUPIC Fuel Fabrication Cost," *Nuclear Technology*, **134** (2), pp.110-129, May. 2001.
32. H. CHOI, W.I. KO, M.S. YANG, I. NAMGUNG and B.G. NA, "Economic Analysis on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors - II: DUPIC Fuel-Handling Cost," *Nuclear Technology*, **134** (2), pp.130-148, May. 2001.
33. W.I. KO, H. CHOI, G.H. ROH and M.S. YANG, "Economic Analysis on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors - III: Spent DUPIC Fuel Disposal Cost," *Nuclear Technology*, **134** (2), pp.149-166, May. 2001.
34. W.I. KO, H. CHOI and M.S. YANG, "Economic Analysis on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors - IV: DUPIC Fuel Cycle Cost," *Nuclear Technology*, **134** (2), pp.167-186, May. 2001.
35. M. TAYAL, "ELESTRES Code Description," AECL-9331, Atomic Energy of Canada Limited, 1987.
36. M. SUZUMI and H. SAITOU, "Description and User's Manual of the Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-IV (Ver. 2)," JAERI-Data/Code 97-010, Feb. 1997.
37. B.N. HANNA, "CATHENA: A Thermal-hydraulic Code for CANDU Analysis," *Nuclear Engineering and Design*, **180**, pp.113-131, 1998.
38. V.H. RANSON, "RELAP5/MOD3 Code Manuals, Vols. I-V," EG&G Idaho, June 1990.
39. J.H. PARK and A.M. YACOUT, "Modelling Report of DYMOND Code (DUPIC version)," KAERI/TR-2472/2003, Korea Atomic Energy Research Institute, 2003.
40. D. WADE, "DANESS Dynamic Analysis of Nuclear Energy System Strategies,"

Workshop for Graduate Students for the Big 10 Nuclear Engineering Department, Argonne National Laboratory, July 20-22, 2004.

41. B.J. TOPPEL, "A User's Guide for the REBUS-3 Fuel Cycle Analysis Capability," ANL-83-2, Argonne National Laboratory, 1983.
42. G. RIMPAULT, "The ERANOS Code and Data System for Fast Reactor Neutronic Analyses," International Conference on the New Frontiers of Nuclear Technology: Reactor Physics, Safety and High Performance Computing (PHYSOR 2002), Seoul, 2002.

BLANK

제 2 장. 하나로 조사시험 해석 및 설계자료 생산

BLANK

2. 하나로 조사시험 해석 및 설계자료 생산

하나로 조사시험은 “건식재가공 핵연료 성능평가 기술개발” 과제에서 주관하고 있으며, 조사시험에 필요한 하나로 해석은 “하나로 운영팀”에서 참여하여 필요한 기술을 지원한다. “건식재가공 핵연료 노심특성평가 기술개발” 과제에서는 듀픽 핵연료의 하나로 조사해석에 필요한 안전성 분석 보고서 작성 시 필요한 노물리 자료 제공 및 해석결과 검토를 수행하여 듀픽 핵연료의 하나로 조사시험이 원만히 수행되도록 기술지원을 하고 있다. 따라서 하나로 조사시험과 관련해서는 제 5차 건식재가공 핵연료 조사시험 계획서를 공동 작성하였으며 본 보고서에는 그 내용 중 노물리 해석에 관한 내용을 요약하였다.

핵연료 설계자료 생산은 실험적인 방법과 해석적 방법이 사용되는데, 하나로 조사해석에서 얻은 핵연료의 물리적 특성, 즉, 핵연료 조사 시 조직 변화 그리고 핵연료 중심온도와 같은 특성은 핵연료 성능평가 코드에 반영하여 핵연료 설계의 신뢰성을 높이는데 활용된다. 해석적 방법에서는 건식공정 핵연료가 실제로 원자로에 장전될 경우 예상되는 운전 조건하에서 핵연료의 성능을 평가할 수 있는 자료를 생산하고 있다. 따라서 하나로 조사시험과 연관된 핵연료 설계코드 업무는 “건식재가공 핵연료 성능평가 기술개발” 과제에서 수행하고 있으며, “건식재가공 핵연료 노심특성 평가 기술개발” 과제에서는 원자로 운전과 관련된 핵연료의 설계 자료를 생산하고 있다. 본 보고서에서는 원자로 운전과 관련된 핵연료 설계자료 생산 및 이에 따른 핵연료의 노내 특성 평가 결과를 기술한다.

2.1 하나로 조사시험 해석

2002년도에는 건식 재가공 핵연료 소결체에 대한 제 4 차 하나로 조사시험을 무계장으로 약 4 개월간 수행하였다. 2004년도에는 제 5차 건식 재가공 핵연료 소결체 조사시험을 수행하였으며, 특히 핵연료 온도 측정을 위한 계장 조사가 수행되었다. 사용후 핵연료에는 약 1.5%의 핵분열 물질이 잔존하고 있으며 다량의 핵분열 생성물을 포함하고 있으므로 순수 우라늄 핵연료와는 원자로 내에서의 핵적, 열적, 그리고 기계적 거동이 상당히 다르다.[1] 즉, 핵연료의 열전도도, 핵분열 기체 방출, 입자 성장 및 크립 거동 등이 순수 우라늄 핵연료와 다르므로 건식

재가공 핵연료의 노내 거동 분석에 필요한 물성 자료를 확보하는 것이 시급하다. 따라서 모의 핵연료를 사용한 조사시험을 4회에 걸쳐 수행한 바 있다.[2-5]

2.1.1 제 3차 하나로 조사시험

하나로를 이용한 듀픽 소결체 조사시험은 2001년 5월 23일부터 약 8 개월간 수행되었다. 이에 따라, 정상 상태 원자로 조건에서 듀픽 핵연료의 핵적 특성 분석이 수행되었다. 핵적 특성 분석을 위한 기본 자료로는 MCNP[6] 코드를 이용하여 제어봉 위치 변화에 따른 듀픽 핵연료의 선출력 변화를 분석하였다. 대상 노심으로 현재 운전 중인 노심을 선정하였으며, 분석 대상 하나로 노심은 R02 및 R19 위치를 제외한 모든 핵연료 장전 위치에 해당 핵연료 다발이 장전된 노심이다. 이 분석 결과를 하나로의 노심 관리 체계로 분석한 결과와 비교 평가하여 하나로 노심 관리 체계가 가지고 있는 오차를 평가하고, 현재 운전 중인 노심에 대하여 이 분석 결과를 적용하여 운전 중 발생 가능한 최대 선출력을 도출하였다.

정상 운전 및 사고 시 듀픽 핵연료 거동은 하나로 노심 입/출구 거동을 경계 조건으로 사용하여 계산한다. 3 개의 듀픽 축소 핵연료 붕이 조사되나, 조사 다발의 구조 상 각 냉각 채널 사이의 냉각수 교환이 거의 없으므로 독립적인 냉각 채널을 갖는 단일 채널로 모사하였다. 그리고 기하학적 제원과 유량 및 압력의 경계 조건은 하나로의 운전 조건에 부합되도록 사용하였으며, 냉각수 유속은 열유동 시험 결과에 의해 산정하였다. 조사 조건에서의 과도 거동은 열전달에 따라 계산하였으며, 중성자 조사에 따른 핵연료의 특성 변화는 고려 대상에서 제외하였다.

제 3차 조사시험의 하나로 조사 조건은 다음과 같으며 조사 핵연료 제원은 표 2.1-1에 제시되어 있다.

- 원자로 출력: 24 MW
- 냉각수 유속: 9.049 m/s
- 채널입구 온도: 40 °C

정상 상태 반응도 특성

2차(1999년, 2000년)에 걸친 듀픽 핵연료에 대한 조사 시험을 통하여 반응도 값을 분석한 결과 모두 하나로 운영 기술 지침서에서 요구하는 조건을 만족시켰다. 조사대상 듀픽 핵연료의 위치는 원자로 중앙을 기준으로 위로 24.25~30 cm로, 이전 2차에 걸친 조사 시험 때의 위치 15~20 cm보다 위쪽에 위치한다. 따라서 듀픽 핵연료를 원자로에 장전했을 때 반응도 값은 이전의 시험 때보다 작기 때문에 반응도 관점에서 캡슐의 설계는 운영기술지침서의 제한 조건을 모두 만족한다.

비연소 노심 선출력 특성

듀픽 조사시험 리그가 조사 공 OR4에 장전되었을 때 선출력 분석은 새 핵연료가 장전된 노심에 듀픽 조사시험 리그가 장전되었을 때의 선출력과 현재 운전 중인 노심에 듀픽 조사시험 리그가 장전되었을 때를 대상으로 하였다. 새 핵연료가 장전된 노심에서 듀픽 핵연료봉의 선출력은 MCNP 코드와 HANAFMS로 계산하였다. 연소 기능을 가진 HANAFMS는 기하학적 모델링에 제한을 받기 때문에 듀픽 조사시험 리그를 정확하게 묘사하는데 제약이 있는 반면, MCNP는 기하학적 모델링에 제한을 받지 않으나 연소 계산 체계가 미비하다. 따라서 듀픽 조사시험 리그를 새 핵연료로 구성된 노심(비연소 노심)에 장전되었다고 가정하고 MCNP와 HANAFMS로 선출력을 비교 분석하였으며, 이 분석 결과와 운전 노심에서 HANAFMS로 분석한 결과를 이용해서 듀픽 시험용 캡슐이 운전 노심에 장전되었을 때의 선출력을 평가하였다. 새 핵연료로 구성된 노심에서 제어봉이 600 mm에 위치한 경우 MCNP로 계산한 듀픽 핵연료의 선출력은 표 2.1-2와 같다. 제어봉 위치 600 mm는 운전 중 예상되는 제어봉의 최대 위치로서 기존 1, 2차 조사 시험 분석에 의해 최대 선출력을 보이는 조건이다.

최대 선출력(hot spot)은 1번 봉 아래쪽에 위치한 소결체에서 33.80 kW/m로 평가되었다. 봉 평균 선출력은 노심 중심에 가까운 1번 봉 3번 봉 오차 범위 내의 값을 보이므로 최대 봉 평균 선출력과 최대 선출력이 각각 다른 봉에서 나타났다. HANAFMS로 계산한 새 핵연료 노심에서 듀픽 핵연료 봉의 평균 선출력은 봉

1, 2, 3에 대해 각각 25.35, 27.22, 28.83 kW/m이고, 캡슐 평균은 27.13 kW/m이다. HANAFMS로 평가한 듀픽 핵연료의 최대 봉 평균 선출력은 3번 봉에서 28.83 kW/m로 평가되었다. 듀픽 핵연료가 장전된 듀픽 리그의 평균 선출력은 표 2.1-3에 표시된 것과 같이 HANAFMS가 5.56%, 그리고 최대 봉 평균 선출력도 HANAFMS가 9.25% 높게 평가하고 있다.

제 2차 듀픽 핵연료 조사 시험 분석에 따르면 듀픽 리그의 평균 선출력은 제어봉의 위치가 높아져 그 영향이 적어질수록 MCNP와 HANAFMS의 계산 결과의 상대 오차가 적어져 제어봉 위치 300 mm에서 7.83%로부터 600 mm에서 2.04%로 상대 오차가 낮아졌다. 그러나 이번 분석에서 듀픽 리그의 평균 선출력이 제어봉 위치 600 mm에서 5.56%의 상대 오차를 보인 것은 듀픽 축소 핵연료봉 내 소결체 열의 실제 길이는 5.75 cm이나 HANAFMS의 모델링 제약으로 5 cm로 분석한데 기인한 것으로 추정된다.

운전 노심 선출력 특성

운전 노심에서 듀픽 핵연료의 선출력 계산은 10-1-3 주기에 대하여 수행하였다. 10-1-3 주기 노심의 핵연료 배치 및 연소도는 그림 2.1-1과 같다. 듀픽 핵연료 조사 시험은 노심 OR5에서의 UMo 핵연료 조사시험과 같은 시기에 실시하므로 이를 반영하였다. HANAFMS를 이용하여 운전 노심에 듀픽 핵연료가 장전되었을 경우에 대한 선출력 계산은 제논이 없는 상태와 평형 제논 상태에 대하여 제어봉 위치를 변경하면서 수행하였으며, 계산 결과는 표 2.1-4에 정리하였다. 운전 노심에서 듀픽 핵연료의 선출력은 평형 제논 상태에서 제어봉이 인출되면서 높아진다. 이는 듀픽 핵연료의 위치가 원자로 중앙에서 250~300 mm 위에 위치하기 때문이다.

최대 선출력은 제어봉 위치가 650 mm일 때 43.8kW/m로 평가되었다. 실제 원자로 운전은 제어봉이 600 mm까지 도달하면 핵연료를 교체하기 때문에 제어봉이 650 mm까지 인출되는 경우는 없으나, 원자로가 불시에 정지되어 재기동할 경우 제논의 영향으로 제어봉이 650 mm에 도달할 가능성이 있다. 정상상태에서의 핵연료 중심 온도 계산은 제어봉 위치가 600 mm 및 650 mm일 때 모두 수행하여 조사

시험 중 최대 제어봉 위치에 따라 시험 핵연료의 최대 중심 온도를 예측하여야 할 것이다. 그러나 사고 해석 시에는 사고와 원자로 재기동이 동시에 일어나는 경우는 현실적으로 발생 가능성이 매우 적어 이를 배제하고, 제어봉 위치 600 mm일 때의 최대 선출력으로 핵연료 건전성 평가를 수행하면 될 것이다.

듀픽 핵연료 장전 시 열적 여유도 평가를 위한 최대 선출력은 HANAFMS로 계산한 평형 제논 상태에서의 최대 봉 평균 선출력 값에 HANAFMS의 hot spot 예측 불확실도 (최대 봉 평균 선출력 교정 인자 26.39/28.83 × 축 방향 침투 출력 인자 33.8/26.39) 17.2%와 hot spot 위치에서 MCNP의 상대 통계 오차, 0.0621을 고려하여 계산하였다. 또한, 현재 원자로는 반사체 영역의 조사공에 알루미늄 마개를 설치하였기 때문에 이로 인한 OR4에서 열 중성자속 증가 0.98%를 고려하면 열적 여유도 평가를 위한 최대 선출력은 다음과 같다.

- 제어봉 위치 600 mm: $38.9 \text{ kW/m} \times 1.172 \times (1+0.0621) \times 1.0098 = 48.90 \text{ kW/m}$
- 제어봉 위치 650 mm: $43.8 \text{ kW/m} \times 1.172 \times (1+0.0621) \times 1.0098 = 55.06 \text{ kW/m}$

2.1.2 제 4차 하나로 조사시험

건식재가공 핵연료에 대한 4차 조사시험은 2002년 6월 14일부터 2002년 10월 4일까지 약 5 개월 동안 하나로 OR5 조사공에서 수행되었다. 제 4 차 조사시험의 대상 핵연료 중 하나는 제 3차 조사시험 후 해체하여 보관 중인 1개의 축소 핵연료 봉으로, 연장 조사시험을 통하여 기존의 방출 연소도인 3,400 MWd/t에 4차 조사시험을 통하여 3,300 MWd/t의 연소도를 추가하여 총 방출 연소도 6,700 MWd/t을 달성하였다. 나머지 두개 축소 핵연료봉은 3,300 MWd/t의 연소도를 달성하여 사용후 핵연료로 제조한 소결체와 모의 핵연료간의 유사성을 검증하였다. 조사시험 대상 핵연료의 하나인 건식재가공 핵연료 소결체의 원료 물질은 1986년 고리 1 호기로부터 이송되어 현재 조사후 시험시설에 저장되어 있는 경수로 사용후 핵연료 집합체(G23)의 연료봉 중에서 5개 연료봉(A1, B5, B7, C8, D9)을 사용하였다.

제 4차 조사시험의 하나로 조사 조건은 다음과 같다.[5]

- 원자로 출력: 24 MW

- 제어봉 위치: 550 mm
- 정지봉 위치: 완전 인출
- 냉각수 유량: 9.6 kg/sec
- 냉각수 압력: 0.4 MPa

정상 상태 반응도 특성

3회(1999년, 2000년, 2001년)에 걸친 듀픽 핵연료에 대한 조사 시험을 통하여 반응도 값을 분석한 결과 모두 하나로 운영 기술 지침서에서 요구하는 조건을 만족시켰다. 제 4차 조사시험의 핵연료의 위치는 원자로 중앙을 기준으로 위로 24.25~30 cm로, 제 1차 및 2차 조사 시험 때의 위치 15~20 cm보다 위쪽에 위치하며, 3차 조사시험과는 동일한 위치이다. 따라서 건식 재가공 핵연료를 원자로에 장전했을 때 반응도 값은 이전의 시험 때보다 작기 때문에 반응도 관점에서 캡슐의 설계는 운영기술지침서의 제한 조건을 모두 만족한다.

비연소 노심 선출력 특성

비연소 노심에 대하여 MCNP와 VENTURE를 사용하여 선출력을 계산하였다. 노심에는 새 36-봉 핵연료다발 20개와 새 18-봉 핵연료다발 12개가 장전되어 있으며, 5개의 건식 재가공 소결체를 갖는 축소 핵연료봉 3개가 장전된 캡슐이 OR5에 장전되었다. 축소 핵연료봉 중심은 노심 중심에서 27.125 cm 위에 위치한다. 비연소 노심에 대한 최대 선출력은 MCNP로 계산한 결과는 31.74 kW/m (STD: 4.83%)이며, VENTURE로는 27.58 kW/m로 평가되었다.

운전 노심 선출력 특성

운전 노심에 대한 최대 선출력은 VENTURE 계산 결과 제어봉 550 mm 위치에서 36.16 kW/m, 제어봉 600 mm 위치에서 40.06 kW/m이다. 이 값에 비연소 노심에 대한 MCNP와 VENTURE의 비교 평가를 고려하면 최대 선출력은 다음과 같다.

- 제어봉 위치 550 mm: $36.16 \text{ kW/m} \times (31.74/27.58) \times (1+0.0483) = 43.62 \text{ kW/m}$
- 제어봉 위치 600 mm: $40.06 \text{ kW/m} \times (31.74/27.58) \times (1+0.0483) = 48.33 \text{ kW/m}$

2.1.3 제 5차 조사시험 노물리 특성

제 5차 하나로 조사시험은 2004년도에 약 3 개월 정도 OR5 조사공에서 수행하였다. 제 5차 조사시험의 평균 방출 연소도는 예상 평균 선출력 및 조사 기간으로 볼 때 약 1,700 MWd/t 정도이다. 본 실험에서는 소결체 내의 온도를 측정하는 계장 조사시험으로 큰 의미를 갖고 있다. 대상 핵연료는 가압경수로에서 연소된 후 저장되고 있는 사용후 핵연료를 건식 재가공 과정을 거쳐 제조된 건식재가공 핵연료 소결체 5개씩을 장입한 2개의 축소연료봉과 핵분열성 물질의 농축만을 모사한 우라늄 핵연료 소결체 5개를 장입한 축소연료봉 1개이다.

제 5차 조사시험의 하나로 조사 조건은 다음과 같다.

- 원자로 출력: 24 MW - 30 MW
- 제어봉 위치: 600 mm
- 정지봉 위치: 완전 인출
- 냉각수 유량: 9.049 kg/sec
- 채널 입구 온도: 40 °C

정상 상태 반응도 특성

기존에 수행된 4건의 건식 재가공 핵연료에 대한 조사 시험의 반응도 값을 분석한 결과 모두 하나로 운영 기술 지침서에서 요구하는 조건을 만족시켰다. 5차 조사시험에서 조사시킬 건식재가공 핵연료의 위치는 원자로 중앙을 기준으로 위로 27.125 cm로 3차 및 4차 조사시험 때의 위치와 동일하며, 1차 및 2차 조사시험 때의 위치 15~20 cm 보다 위쪽에 위치한다. 따라서 건식재가공 핵연료를 원자로에 장전했을 때 반응도 값은 이전의 시험 때보다 작기 때문에 반응도 관점에서 운영기술지침서의 제한 조건을 모두 만족한다.

비연소 노심 선출력 특성

비연소 노심에 대하여 다음과 같은 가정 하에 MCNP와 HANAFMS를 사용하여

선출력을 계산하였다.

- 새 36-봉 핵연료다발 20개와 새 18-봉 핵연료다발 12개 노심 장전 (모의 핵연료다발 위치: CT, IR1&2, OR3,4,5)
- 축소 핵연료 봉 3개가 장전된 조사시험 리그를 OR5에 장전
- 축소 핵연료 봉 중심이 노심 중심에서 27.125 cm 위에 위치
- 정지봉은 완전 인출, 제어봉은 550, 600, 650 mm에 위치
- 원자로 출력은 24 MW

비연소 노심에 대해 MCNP로 계산한 건식재가공 소결체에 대한 선출력은 표 2.1-5, 2.1-6, 2.1-7에 제어봉 위치 550, 600, 650 mm에 대하여 각각 제시되어 있다. MCNP로 계산한 최대 선출력은 제어봉 위치 650 mm에서 발생하였다. 그리고 제어봉 위치 600 및 650 mm에 대해 핵연료봉의 배치에 따른 선출력 계산 결과는 표 2.1-8, 2.1-9, 2.1-10, 2.1-11과 같고 최대 선출력은 제어봉 600 mm 위치(배치 1)에서 34.53 kW/m (STD: 4.99%), 제어봉 650 mm 위치(배치 3)에서 39.13 kW/m (STD: 4.53%)로 평가되었다. MCNP로 계산한 소결체 5개에 대한 선출력에서 봉 선출력을 계산한 결과 최대 봉선출력은 제어봉 600 mm 위치(배치 2)에서 29.18 kW/m, 제어봉 650 mm 위치(배치 3)에서 31.77 kW/m로 평가되었다. 비 연소 노심에 대한 HANAFMS 선출력 계산 결과는, 제어봉 위치 600 mm인 경우 봉 1, 2, 3에 대해서 각각 27.64, 26.92, 25.63 kW/m이며, 제어봉 위치 650 mm인 경우 봉 1, 2, 3에 대해서 각각 30.81, 30.01, 28.57 kW/m이다. 따라서 HANAFMS에 계산에 의한 최대 선출력은 제어봉 위치 600 mm 및 650 mm에 대해 각각 27.64 kW/m 및 30.81 kW/m이다.

운전 노심 선출력 특성

운전 노심에서의 선출력 분포는 하나로 26-1 주기 노심(그림 2.1-2)에 대해 수행하였다. HANAFMS로 계산된 연소 노심에서의 선출력은 제어봉 위치 600 mm인 경우 봉 1, 2, 3에 대해 각각 40.78, 39.45, 39.70 kW/m이며, 제어봉 위치 650 mm인 경우, 봉 1, 2, 3에 대해 각각 46.04, 44.54, 44.82 kW/m이다. 따라서 연소 노심에 대한 최대 선출력은 제어봉 600 mm 위치에서 40.78 kW/m, 650 mm 위치에서 46.04 kW/m로 평가되었다. 이 값에 비연소 노심에 대한 MCNP와 HANAFMS의

선출력 계산결과 차이를 고려하면, 예상할 수 있는 최대 선출력은 다음과 같다.

- 제어봉 위치 600 mm: $40.78 \text{ kW/m} \times (27.64/29.18) \times (34.53/28.74) \times (1+0.0499) = 48.71 \text{ kW/m}$

- 제어봉 위치 650 mm: $46.04 \text{ kW/m} \times (30.81/31.77) \times (39.13/31.62) \times (1+0.0453) = 57.76 \text{ kW/m}$

하나로 운전은 통상 18일 운전 후 10일 정지로 하고 있으며, 정지 전에 제어봉의 임계 위치가 600 mm 정도이다. 이를 바탕으로 건식 재가공 소결체의 최대 선출력을 평가하면 약 50 kW/m 정도일 것으로 판단된다.

2.1.4 제 5차 조사시험 리그 유동 특성

제 5차 조사시험에서 수행할 건식 재가공 핵연료 소결체의 하나로 조사시험은 지금까지 수행되어온 하나로 조사시험과는 달리 핵연료 소결체 내의 중심온도 측정과 중성자속을 측정하기 위해 기존의 2차 조사 리그의 일부분 개량하였다. 2차 조사리그에 대해서는 하나로 조사 기간 동안 구조의 건전성을 평가하기 위해 내구성 실험이 수행되었으며, 그 결과 건전성에 이상이 없음을 입증하였다. 5차 조사시험 리그를 2차 조사시험 리그와 비교해 보면 소결체 중심온도 측정용 열전대와 중성자속 측정용 리드 선의 설치로 인한 그래플 헤드와 이들 리드 선과의 간섭을 피하기 위해 그래플 헤드의 일부 구조를 개선한 것 외에는 차이가 없다. 따라서 5차 조사 리그의 건전성은 2차 조사시험 리그와 큰 차이가 없을 것으로 보인다. 그러나 해석적인 방법을 이용하여 이들 계장선, 즉 새로이 설치되는 열전대 및 중성자속 측정용 리드 선이 조사리그 내의 유동 형태 및 압력강하에 어느 정도 영향을 미치는지를 검토하였으며, 5차 조사리그의 건전성이 2차 혹은 4차 조사시험 리그의 구조적 건전성과 차이가 없음을 확인하고자 하였다.

유동장 계산 방법

5차 조사시험 리그의 유동 특성을 검토하기 위해 상용화되어 있는 유체 유동 해석용 전산코드인 FLUENT-6.0을 이용하였으며, 유동장의 격자 생성은 GAMBIT 2.0을 이용하였다. 하나로는 개방형 풀 형태이며, 중성자를 이용하기 위한 실험공

이 38개 있다. 이들은 원자로 내부 노심에 3개, 외부 노심에 4개, 반사체 영역에 24개 있다. 노심 안쪽에 위치한 CT, IR1, IR2는 높은 고속 중성자를 이용하는 재료 조사 시험이나 고출력 밀도를 요구하는 연구로 핵연료 조사 시험에 이용하며, 외부 노심에 있는 4개의 OR공은 열중성자속 및 열외 중성자속이 높아서 방사성 동위 원소 생산과 핵연료 연소 시험에 이용한다. 건식 재가공 핵연료 소결체의 조사시험은 외부 노심에 있는 OR공에서 수행되어 왔으며, 5차 건식 재가공 축소 핵연료 봉 조사시험도 OR공에서 수행된다.

이들 실험공들의 냉각방식은 강제순환 상향유동으로 OR공은 직경이 60 mm이고 고속 및 열중성자 속은 각각 2.4×10^{13} 및 3.3×10^{14} n/cm²s 인 지역이다. 정상상태 시 OR공으로 유입되는 냉각수의 유량은 9.6 kg/s이며, 수로 입구 냉각수의 압력은 약 0.4 MPa이다. 유입된 냉각수는 핵연료 소결체 설치 지역을 지나면서 열전달이 일어나며, 그래플 헤드 부분을 지나 유동관 상부를 통해 풀 상부로 냉각수가 방출된다. 조사 리그는 끝 부분을 OR공 하단부의 입구 부분에 체결하여 조립된다. 냉각수가 상향 유동이므로 조사 리그가 상부로의 유동에 의한 힘을 받게 되고, 이때 상부로 받게 되는 힘을 흡수시키기 위해 스프링이 설치된다. 조사 리그의 설계가 개선되는 경우 조사 리그에서 발생하는 압력강하가 달라질 수 있고 이로 인해 조사 리그의 상부 쪽으로 받게 되는 힘이 달라질 수 있다.

5차 조사시험에 이용되는 조사 리그는 핵연료 소결체가 장전된 부분이 기존의 2차 조사 리그와 동일하지만 소결체의 중심온도 측정 및 중성자속 측정을 위한 리드 선이 그래플 헤드 부근에 부가적으로 설치되므로 조사 리그의 상부, 즉 그래플 헤드 지역의 구조만 바뀌게 된다. 따라서 조사 리그의 유동장 해석에서는 그래플 헤드가 설치된 부분만을 고려하였으며, 이로부터 제 2 차 조사 리그와 제 5 차 조사 리그의 유동 특성을 비교하였고, 유동 특성 변화로 인한 압력강하와 상향으로의 유체 유동에 의해 받게 되는 조사 리그 견인력을 평가하였다. 한편, 조사리그 내의 핵연료 소결체 부분을 지난 후에는 열원이 없으므로 조사 리그와 냉각수와의 열전달이 거의 없다고 볼 수 있으므로 열전달 계산은 수행하지 않았다.

유동장 계산 모델

5차 건식 재가공 핵연료 소결체 조사시험용 계장 리그의 구조는 그림 2.1-3에, 이미 내구성 시험이 수행된 2차 조사시험용 리그의 구조(4차 조사시험 리그와 동일)와 함께 제시하였다. 그림에서 두 가지 조사 리그의 차이점은 리그 상부의 그래플 헤드 부분이므로, 이 부분에 대한 유동 해석만을 수행하였다. 2차 조사리그에 비해 5차 조사리그의 설계 개선 사항은 다음과 같다.

- 그래플 헤드 형태 변화
- 그래플 헤드 길이 변화
- 소결체 중심온도 측정용 3개의 열전대 설치로 인한 유로 축소
- 중성자속 측정을 위해 설치된 리드선에 의한 유로 축소

2차 및 5차 조사 리그의 그래플 헤드의 형상을 그림 2.1-4에 제시하였으며, 냉각재가 핵연료 지역을 지나 그래플 헤드 쪽으로 나가는 지점의 단면도를 그림 2.1-5에 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 5차 조사 시험 리그는 핵연료 중심 온도, 냉각재 입/출구 온도 그리고 중성자속 측정을 위한 SPND의 설치가 2차 조사시험 리그와 다르다는 것을 알 수 있다. 2차 및 5차 조사리그의 그래플 상부 구조에 대한 유동 해석을 위해 1/6 대칭구조를 선정하였다. 조사 시험 리그의 1/6 대칭단면에 대해 GAMBIT 2.0 프로그램을 이용하여 3차원 격자를 생성시켰으며, 그림 2.1-6에는 입구에서 본 격자 생성을 나타내었으며, 전체 형상에 대한 격자 형상은 그림 2.1-7에 제시하였다.

FLUENT 6.0을 사용한 조사 리그의 유동장 계산을 위한 가정은 다음과 같다.

- 2차 및 5차 조사리그 그래플 헤드 부분의 유선형 화 구조는 무시
- 그래플 헤드 부분과 안내관 일부분만 고려
- 입구 유량은 1.6 kg/s (전체 구간에서 9.6 kg/s)
- 입구부의 냉각수 압력은 대기압으로 가정

조사 리그 유동장 계산 시 선정한 모형은 다음과 같다.

- 공간: 3 차원
- 시간: 정상상태
- 점성: k-epsilon 난류 모형
- 벽면 모델: Wall Functions 이용

- 열전달: 고려하지 않음
- 압력-속도 연결: SIMPLE
- 모멘텀: First Order Upwind
- 와류 운동 에너지: First Order Upwind
- 와류 전파율: First Order Upwind
- 나머지 처리 기준: continuity 10^{-5} ; x-velocity 10^{-5} ; y-velocity 10^{-5} ; z-velocity 10^{-5}
k 10^{-4} ; epsilon 10^{-4}

계산 결과 및 검토

제 2차 및 5차 조사 리그의 상부에 대한 유동장 해석을 FLUENT 6.0을 이용하여 수행하였다. 먼저, 제 2차 및 5차 조사 리그의 유동장내 등압선을 그림 2.1-8에 제시하였다. 그림에서 보는 바와 같이 2차 조사 리그의 경우 입구 부분의 유로 축소로 인해 압력이 0.11 MPa 증가하며, 나머지 부분에서는 압력의 변화가 거의 없다. 5차 조사 리그의 경우에도 이와 동일한 경향을 나타내었다. 고려된 유동장에서 발생한 압력강하는 2차 조사 리그의 경우 2.5 kPa로 나타났으며, 5차 조사 리그의 경우에는 7.2 kPa로 나타나 압력강하의 차이는 4.7 kPa로 나타났다. 제 2차 조사 리그의 경우 내구성 실험에서 측정된 압력강하는 유량 9.6 kg/s에서 약 200 kPa로 나타났다. 2차 조사 리그에 비해 설계 개선된 5차 조사 리그의 경우 압력강하 증가량이 약 2% 로 전체 압력강하에 비해 충분히 무시될 수 있다. 또한, 5차 조사리그의 유동장 해석 시 그래플 헤드 부분의 유선형 설계를 무시하고 갑작스런 유동 변화로 가정하였으므로 본 해석 결과는 실제의 압력강하보다 적을 것으로 사료된다.

그림 2.1-9에는 두 가지 조사 리그에 대한 속도 분포를 나타내었다. 2차 조사리그의 경우 그래플 헤드 주변에서 속도가 가장 빠르고 그래플 헤드가 끝나는 부근에서는 유로의 확장에 따라 2차 유동이 발생하는 것으로 나타났다. 그림에 나타난 5차 조사 리그의 경우에는 그래플 헤드의 길이 증가로 인해 상부까지 유속이 빠른 것을 알 수 있으며, 그래플 헤드의 중간 부분의 유로 면적의 변화로 인해 유속이 조금 느려짐을 알 수 있다. 고려된 유동장에서 유로 단면 평균 유속은 2차 조사리그 및 5차 조사리그의 경우 입구유속이 각각 4.1 m/s 및 4.2 m/s로 열전

대 및 중성자속 측정용 리드 선에 의한 차이가 거의 없음을 알 수 있으며, 출구부분에서는 3.7 m/s 및 3.6 m/s 로 거의 동일하게 나타났다. 또한, 유로 단면 최고 속도는 2차 조사 리그의 경우 그래플 헤드 부분에서 5.3 m/s로 나타났으나, 5차 조사리그의 경우 열전대 및 중성자속 측정용 리드선으로 인해 유속이 6.3 m/s로 조금 증가하는 것으로 나타났다. 다음으로 조사 리그의 견인력을 살펴볼 때, 제 5차 조사리그의 경우 그래플 헤드 부분에서 20.4 N의 힘을 상 방향으로 받고 있는 반면, 2차 조사리그의 경우 9.6 N의 힘을 받는 것으로 나타났다. 조사 리그 전체를 고려할 때 10.8 N의 견인력 차이는 무시될 수 있을 것으로 보인다.

2.1.5 요약

건식 재가공 소결체의 제 5차 하나로 조사시험을 위해 설계 제조한 조사시험 리그의 유동 특성을 평가하였다. 유동 분석 도구로는 FLUENT-6.0을 이용하였으며, 제 2차 조사시험 리그의 유동 해석 결과와 비교 검토한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 제 5차 조사리그의 경우 계장시험을 위한 리드 선과 그래플 헤드의 면적 변화로 최고 유속이 1.0 m/s 빨라지는 것으로 나타났으나, 유동 분포는 2차 조사리그와 큰 차이가 없었다.
- 압력강하는 5차 조사리그의 경우 7.2 kPa로 나타났으며, 2차 조사리그에 비교해 볼 때 4.7 kPa이 증가하였다. 이러한 조사시험 리그 상부의 압력 강하는 2차 조사리그의 압력 강하 실험 결과인 200 kPa에 비해 약 2%의 압력 강하 증가로 충분히 무시할 수 있을 정도의 값으로 나타났다.
- 제 2차 조사리그에 비해 5차 조사리그의 계장선 및 그래플 헤드의 설계 개선에 의해 추가로 발생하는 견인력 차이는 10.8 N이었으며, 이 힘은 조사리그 입구부에 설치된 스프링에 의해 충분히 흡수될 것으로 보인다.
- 상기와 같은 해석 결과 내구성 시험으로부터 이미 입증된 2차 조사시험 리그에 비해 5차 조사 시험 리그의 계장선 추가 및 설계 개선으로 인한 유동 특성은 크게 달라지지 않으며, 조사시험 리그의 안전성에도 크게 영향을 미치지 않을 것으로 판단된다.

Table 2.1-1 Design specifications of the mini-elements

Dimension (mm)	Instrumented Mini-element (5th test)	Mini-element #2, 3 (4th test)	Mini-element (3rd test)	Mini-element (2nd test)	Simulated DUPIC element (1st test)
Clad	Zircaloy-4	Zircaloy-4	Zircaloy-4	Zircaloy-4	STS316L
Clad I.D.	10.80	10.80	10.80	10.80	10.922
Clad thickness	0.66	0.66	0.66	0.66	0.889
Fuel gap	0.132	0.132	0.125	0.125	0.009/0.0055
Pellet O.D.	10.54	10.54	10.55	10.55	10.904/10.911
Pellet length	11.50	11.50	11.50	10.00	9.764/9.867
Density (g/cc)	10.3	10.3	10.28	10.4	10.25/10.47

Table 2.1-2 Fuel element linear power for the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD	Total
24.25 ~ 25.40	33.80	0.0621	27.81	0.0608	33.10	0.0579	
25.40 ~ 26.55	25.48	0.0644	26.05	0.0663	27.24	0.0614	
26.55 ~ 27.70	25.81	0.0663	23.44	0.0672	23.22	0.0642	
27.70 ~ 28.85	22.88	0.0702	20.87	0.066	22.55	0.0679	
28.85 ~ 30.00	22.76	0.0664	24.71	0.0682	25.83	0.0688	
Minimum	22.76		20.87		22.55		20.87
Maximum	33.80		27.81		33.10		33.80
Average	26.15		24.57		26.39		25.70

Table 2.1-3 Comparison of DUPIC element linear power calculation (Control rod position: 600 mm)

	Capsule-averaged linear power (kW/m)	Maximum element-averaged linear power for Rod 3 (kW/m)	Hot spot linear power (kW/m)
MCNP	25.70	26.39	33.80
VENTURE	27.13	28.83	
Relative error*	5.56	9.25	

* (VENTURE-MCNP)/MCNP

Table 2.1-4 DUPIC fuel element linear power calculation by HANAFMS for the irradiated core

Control rod position (mm)	No Xe		Equilibrium Xe	
	Average (kW/m)	Maximum (kW/m)	Average (kW/m)	Maximum (kW/m)
250	27.1	28.8		
300	25.8	27.4	27.4	29.1
350	25.3	26.9	26.9	28.6
400	25.7	27.3	27.3	29.0
450			28.4	30.2
500			30.3	32.2
550			33.0	35.0
600	34.6	36.7	36.6	38.9
650			41.3	43.8

Table 2.1-5 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 550 mm, Arrangement 1)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25 ~ 25.40	32.51	0.0499	32.45	0.0498	28.23	0.0483
25.40 ~ 26.55	25.04	0.0551	28.11	0.0501	21.38	0.0553
26.55 ~ 27.70	25.12	0.0599	24.60	0.0535	19.75	0.0546
27.70 ~ 28.85	24.10	0.0546	25.81	0.0554	18.91	0.0584
28.85 ~ 30.00	23.24	0.0564	26.18	0.0538	21.97	0.0587
Minimum	23.24		24.60		18.91	
Maximum	32.51		32.45		28.23	
Average	26.00		27.43		22.05	

Table 2.1-6 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm, Arrangement 1)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25 ~ 25.40	34.36	0.0488	34.53	0.0499	32.74	0.0474
25.40 ~ 26.55	28.49	0.0513	29.80	0.0503	29.75	0.0523
26.55 ~ 27.70	28.56	0.0498	25.95	0.0504	24.60	0.0549
27.70 ~ 28.85	25.97	0.0543	27.65	0.0527	23.55	0.0542
28.85 ~ 30.00	24.12	0.0525	25.77	0.0535	24.32	0.0541
Minimum	24.12		25.77		23.55	
Maximum	34.36		34.53		32.74	
Average	28.30		28.74		26.99	

Table 2.1-7 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 650 mm, Arrangement 1)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25 ~ 25.40	36.86	0.0484	35.23	0.0468	35.44	0.0484
25.40 ~ 26.55	30.45	0.0505	31.90	0.0494	30.85	0.0482
26.55 ~ 27.70	26.95	0.051	29.83	0.0497	28.65	0.0496
27.70 ~ 28.85	27.85	0.0523	28.06	0.0484	26.15	0.0491
28.85 ~ 30.00	28.94	0.0534	30.40	0.0486	26.20	0.0529
Minimum	26.95		28.06		26.15	
Maximum	36.86		35.23		35.44	
Average	30.21		31.08		29.46	

Table 2.1-8 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm, Arrangement 2)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25~25.40	30.21	0.0472	33.86	0.0491	34.41	0.0453
25.40~26.55	27.51	0.0467	28.80	0.0505	31.00	0.0475
26.55~27.70	26.49	0.0496	27.86	0.0513	28.56	0.0485
27.70~28.85	23.45	0.0516	27.27	0.05	26.09	0.0533
28.85~30.00	24.18	0.0532	24.86	0.0511	25.82	0.0493
Minimum	23.45		24.86		25.82	
Maximum	30.21		33.86		34.41	
Average	26.37		28.53		29.18	

Table 2.1-9 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 600 mm, Arrangement 3)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25~25.40	34.02	0.0472	29.39	0.0491	34.17	0.0453
25.40~26.55	29.61	0.0467	28.66	0.0505	29.96	0.0475
26.55~27.70	27.99	0.0496	26.55	0.0513	26.83	0.0485
27.70~28.85	25.45	0.0516	26.42	0.05	26.37	0.0533
28.85~30.00	28.02	0.0532	24.55	0.0511	25.68	0.0493
Minimum	25.45		24.55		25.68	
Maximum	34.02		29.39		34.17	
Average	29.02		27.12		28.60	

Table 2.1-10 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 650 mm, Arrangement 2)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25 ~ 25.40	31.27	0.0476	36.65	0.0461	35.94	0.0465
25.40 ~ 26.55	27.29	0.0496	32.80	0.0493	29.78	0.0481
26.55 ~ 27.70	28.11	0.0509	30.80	0.0489	28.17	0.0497
27.70 ~ 28.85	28.33	0.05	28.52	0.0517	27.88	0.0518
28.85 ~ 30.00	26.05	0.054	27.01	0.0536	29.37	0.0505
Minimum	26.05		27.01		27.88	
Maximum	31.27		36.65		35.94	
Average	28.21		31.16		30.23	

Table 2.1-11 Fuel element linear power of the un-irradiated core by MCNP (Control rod position: 650 mm, Arrangement 3)

Pellet height (cm)	Rod 1	STD	Rod 2	STD	Rod 3	STD
24.25 ~ 25.40	38.19	0.0472	32.45	0.0491	39.13	0.0453
25.40 ~ 26.55	32.62	0.0467	27.21	0.0505	34.13	0.0475
26.55 ~ 27.70	30.17	0.0496	28.04	0.0513	29.88	0.0485
27.70 ~ 28.85	30.91	0.0516	26.59	0.05	27.79	0.0533
28.85 ~ 30.00	26.94	0.0532	26.65	0.0511	27.17	0.0493
Minimum	26.94		26.59		27.17	
Maximum	38.19		32.45		39.13	
Average	31.77		28.19		31.62	

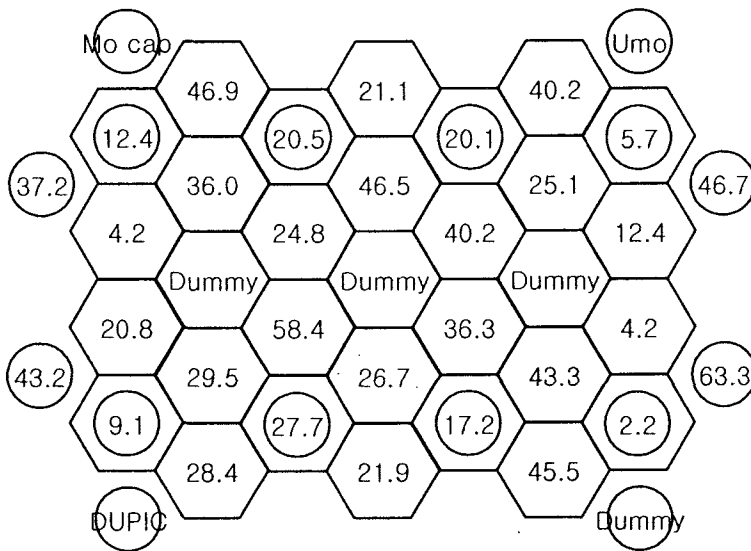


Figure 2.1-1 Fuel arrangement and burnup at the initial stage of 10-1-3 cycle
 (%²³⁵U)

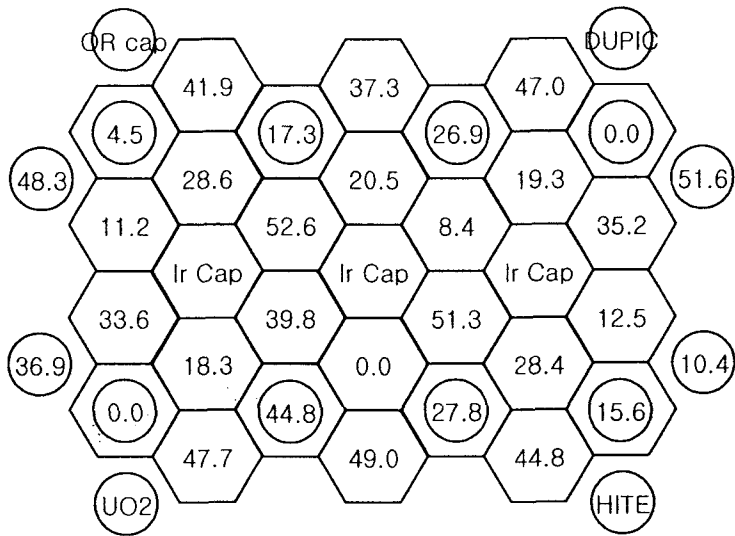
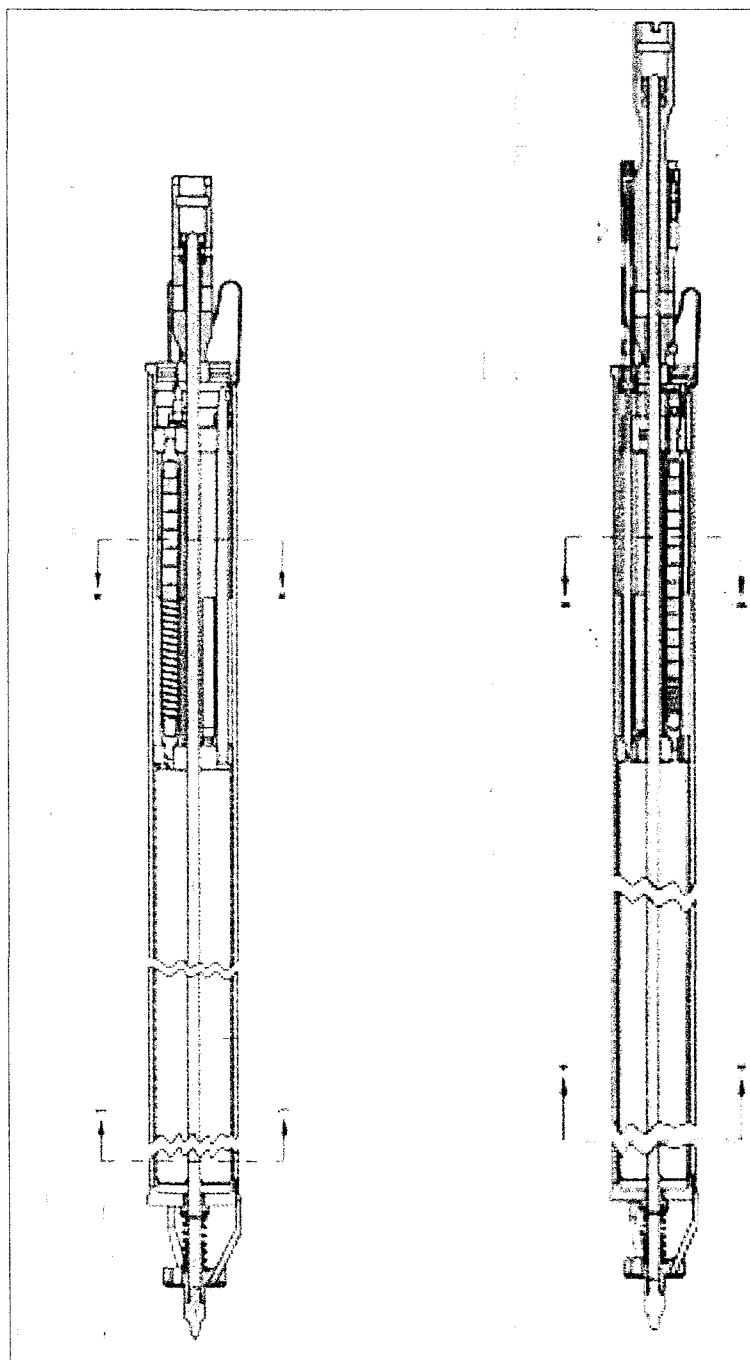


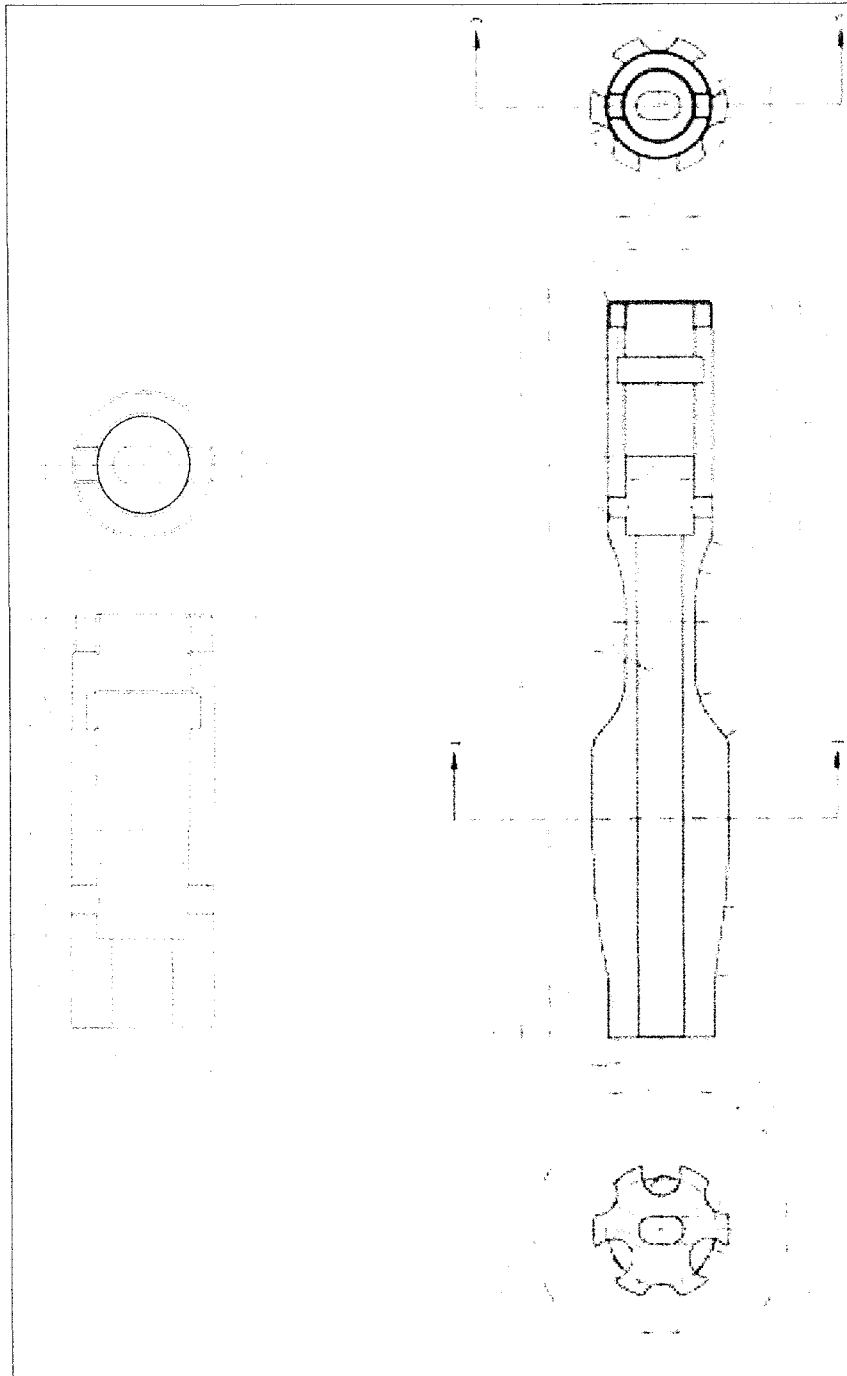
Figure 2.1-2 Fuel arrangement and burnup at the initial stage of 26-2 cycle (%²³⁵U)



(a) DUPIC-2 rig

(b) DUPIC-5 rig

Figure 2.1-3 Irradiation test rig configurations



(a) DUPIC-2 rig

(b) DUPIC-5 rig

Figure 2.1-4 Grapple head configurations for the irradiation test rigs

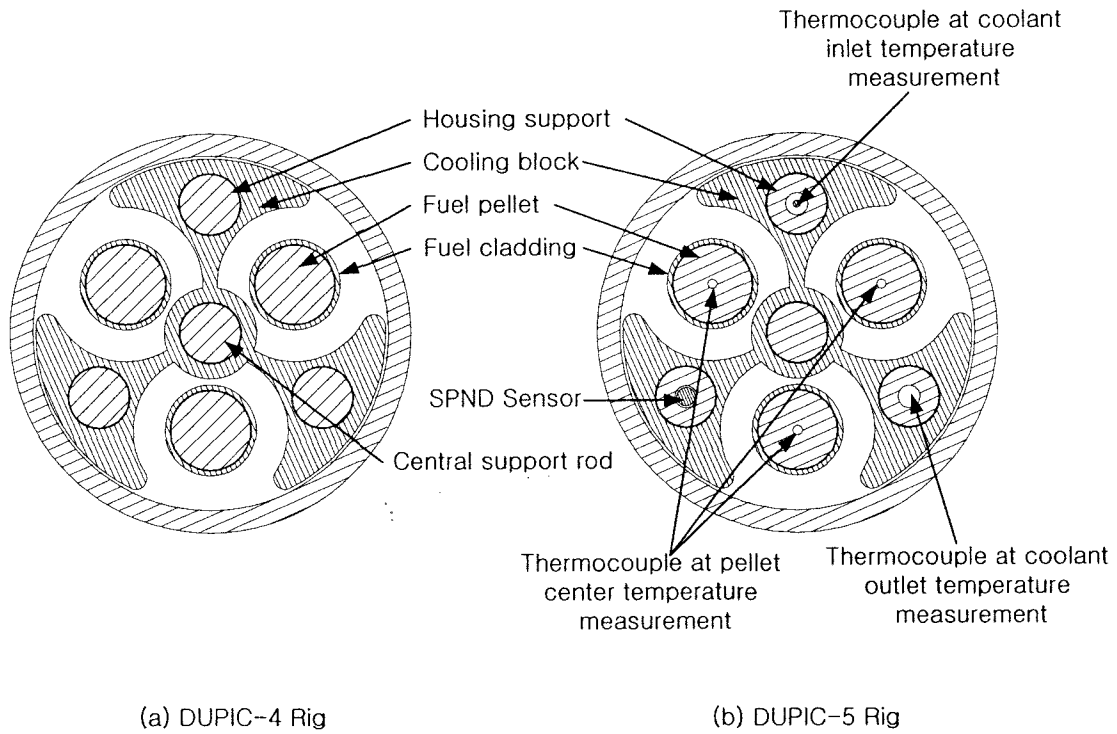
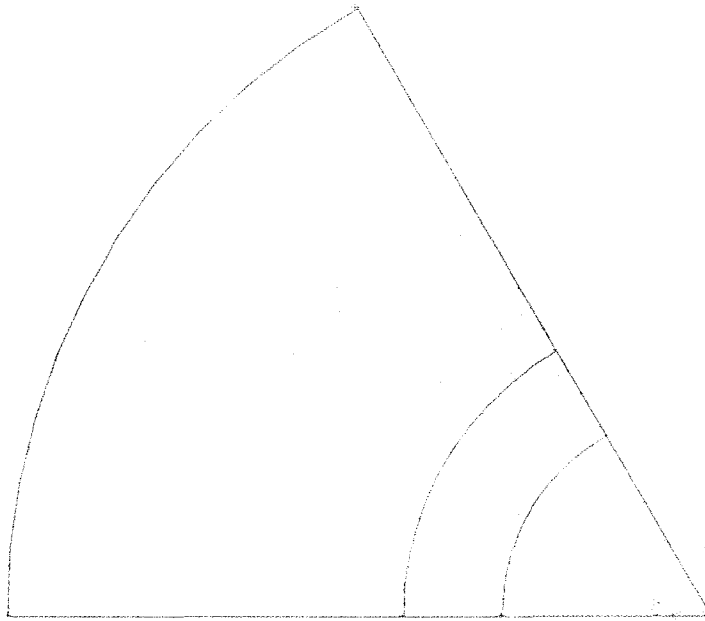
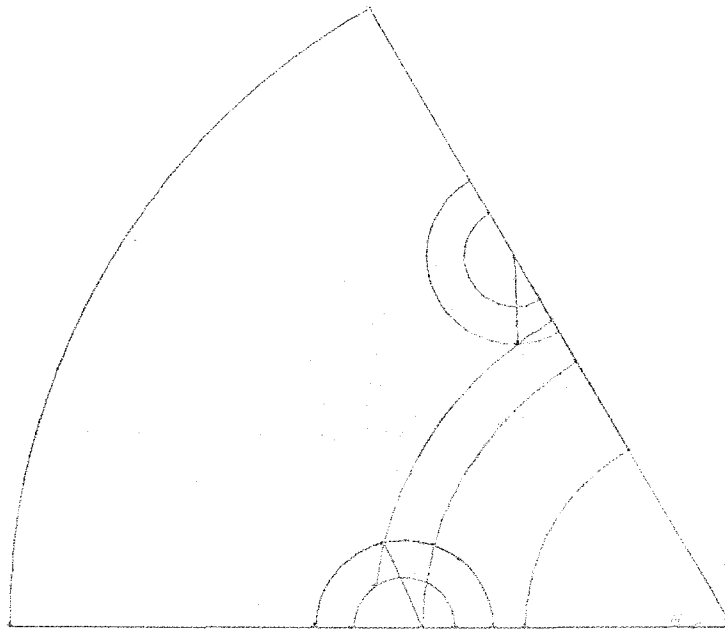


Figure 2.1-5 Cross-sectional view of the grapple head at the entrance



(a) DUPIC-2 rig

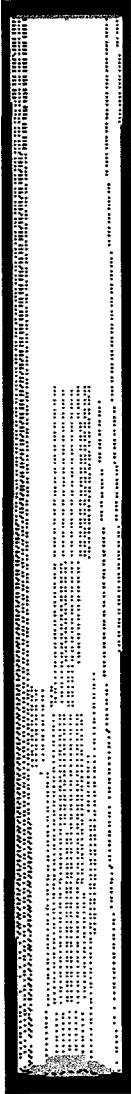


(b) DUPIC-5 rig

Figure 2.1-6 Grid configuration of the grapple head at the entrance



(a) DUPIC-2 rig



(b) DUPIC-5 rig

Figure 2.1-7 Grid configuration of a 1/6 symmetric section

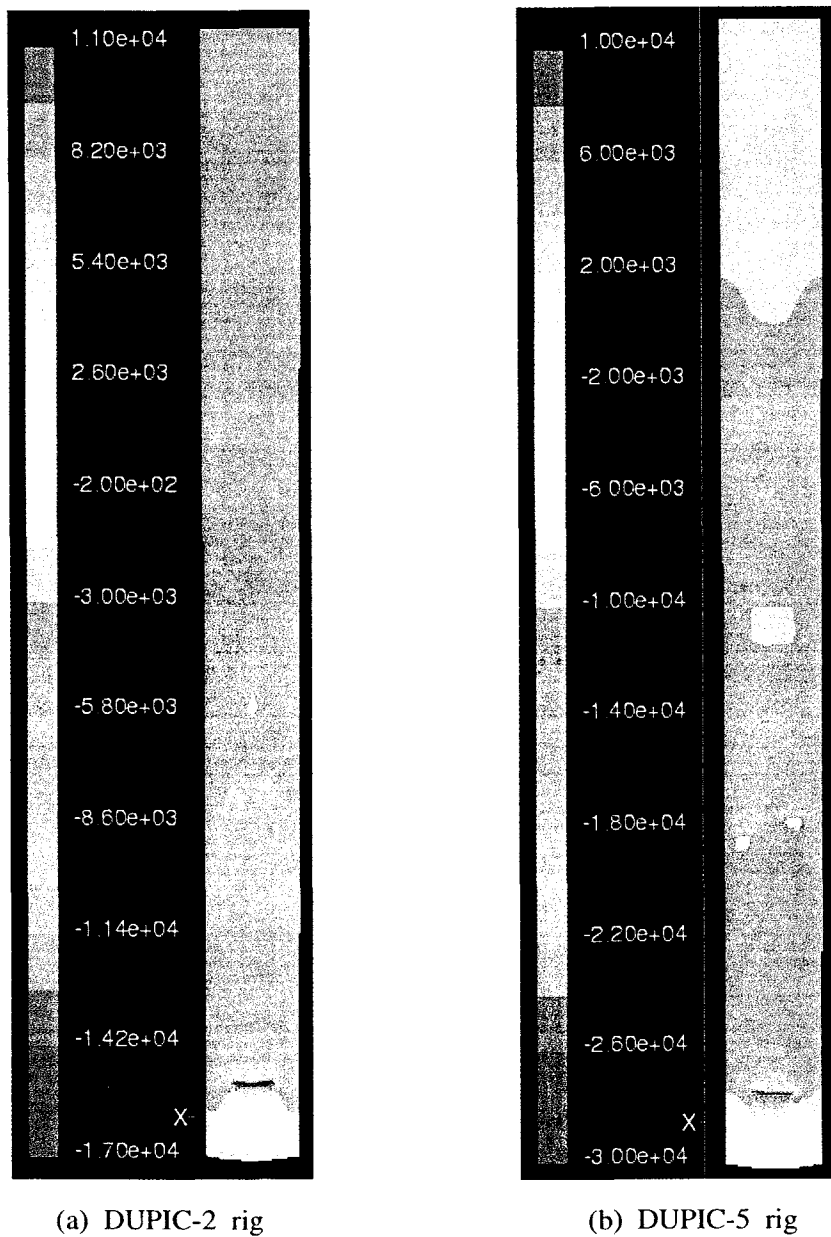
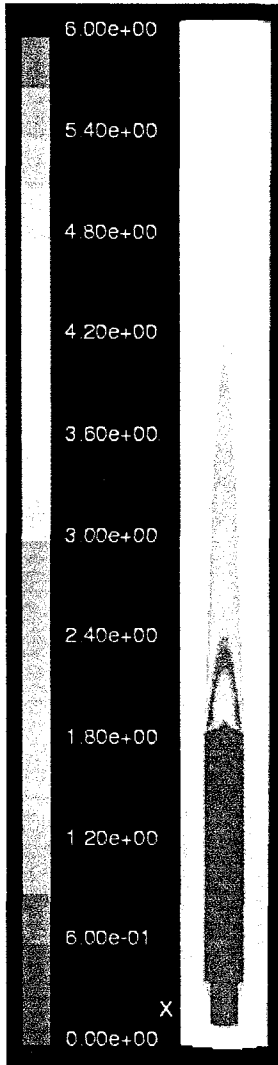
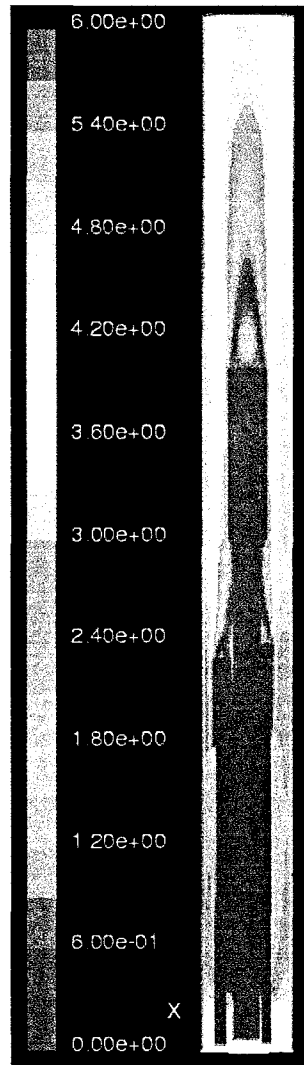


Figure 2.1-8 Pressure contour of a 1/6 symmetric section



(a) DUPIC-2 Rig



(b) DUPIC-5 Rig

Figure 2.1-9 Velocity contour of a 1/6 symmetric section

2.2 핵연료 설계 해석

경수로 사용후 핵연료를 중수로에 직접 재사용하는 듀픽 핵연료는 기존의 직접처분 또는 플루토늄 재순환 핵연료주기에 대한 대안으로 개발되어 왔다.[8,9] 듀픽 핵연료 주기에서는 경수로 사용후 핵연료가 습식공정을 거치지 않고 중수로 핵연료로 가공되기 때문에 국제적인 핵비확산 정책에 가장 잘 부합하는 핵연료기술이다. 듀픽 핵연료의 제조에 필요한 주요 건식기술은 산화/환원 공정을 반복하는 OREOX 공정이다.[10] 듀픽 핵연료는 713 MWe 중수로(CANDU-6)에 사용되도록 설계되기 때문에 듀픽 핵연료 노심의 설계 사양은 기존의 중수로의 설계사양과 동일하다.

현재 듀픽 핵연료 설계에 사용되는 핵연료 다발은 그림 2.2-1에 도시되어 있는 43개의 핵연료 봉을 갖는 캔플렉스 구조이다.[11] 듀픽 핵연료가 정상운전 중인 중수로에 장전되기 위해서는 듀픽 핵연료가 원자로의 핵연료 관리방안 및 핵연료 접촉 계통과 기계적으로 양립함을 입증하여야 한다. 또한 정상운전 및 과부하 운전 시 예상되는 노내 조사 및 열적/기계적 부하에도 핵연료가 견전함이 입증되어야 한다. 이러한 설계 요건을 만족하기 위해서는 노내 및 노외 실험을 포함한 성능 해석이 수행되어야 한다. 그러나 천연우라늄을 사용하는 43-봉 핵연료 다발에 대한 설계가 이미 중수로에서 입증된 사실을 고려하면,[12] 듀픽 핵연료의 연구개발은 사용후 핵연료의 특성 자료 생산 및 조사시험 등 원천기술 개발에 주력하며, 설계 인허가를 위한 노내/외 실험은 상용화 계획이 수립되면 수행할 것으로 계획하고 있다.

2.2.1 핵연료 설계 요건

듀픽 핵연료는 경수로 사용후 핵연료로 만들어져 중수로에서 사용된다. 따라서 듀픽 핵연료는 중수로 핵연료가 갖는 다음과 같은 일반적인 성능 요건을 만족해야 한다.

- (1) 원자로 내에서 정상 출력 생산,
- (2) 핵연료 장전, 노내 조사, 저장조에서의 냉각 그리고 운송 도중 기계적/구조적 건전성 유지,
- (3) 냉각수 흐름에 대한 일정한 수력적 저항 및 핵연료 다발 내의 균일한 유량 분포,
- (4) 정상 운전 시 핵연료 다발 주변에서의 냉각수 정체 현상이 없으며 냉각수 비등에 대한 충분한 여유도 유지.

또한 듀픽 핵연료는 중수로 핵연료 관리 방안, 일차 열전달 계통 그리고 핵연료 취급 계통과도 양립하여야 한다. 듀픽 핵연료는 43-봉 핵연료 다발 구조를 갖기 때문에 듀픽 핵연료 다발의 설계에 43-봉 핵연료 다발 설계 요건을 적용할 수 있다. 43-봉 핵연료 다발 설계는 이미 천연우라늄 핵연료와 고연소도에 대해 검증이 되었기 때문에 듀픽 핵연료의 설계 요건은 핵연료관리 방안 및 핵연료 접촉 계통과의 양립성으로 구분할 수 있다.

핵연료관리 방안과의 양립성

원자로의 핵연료관리 방안은 정상운전 시 다발출력이 기준 과출력 곡선을 거의 넘지 않도록 설계된다. 일반적으로 다발의 체류시간 10% 이내에서 이 곡선을 넘는 경우는 1% 이하이다. 이러한 조건에서 정상운전 또는 운전정지 회복, 반응도 조절 운전 또는 핵연료 교체와 같은 출력조절 상태에서 핵연료 손상의 발생 확률은 거의 없거나 있어도 수개가 되지 않는다. 원자로 운전 시 이러한 조건의 위배를 초래할 수 있는 핵연료 관리 방안 또는 기타의 원자로 운전 상태를 모두 기록해야 한다. 핵연료관리 방안은 다음의 요건을 만족해야 한다.[13]

- (1) 핵연료 다발은 연속적인 고출력 운전을 견디어야 한다.
- (2) 핵연료 다발은 출력 섭동, 반응도 조절 및 핵연료 교체로 야기되는 출력 변동을 견디어야 한다.
- (3) 핵연료다발은 정상운전시의 첨두 출력을 견디어야 한다.

핵연료 접촉 계통과의 양립성

핵연료 다발은 일차 열전달 계통, 핵연료 채널 그리고 핵연료 취급시설과 같은 접촉 계통과 양립하도록 설계되어야 한다.

- (1) 일차 열전달 계통과의 접촉은 각 핵연료 다발 열에서의 압력 강하, 냉각수 유동에 의한 마모, 핵분열 생성물 포화 그리고 구조적 건전성을 고려해야 한다.
- (2) 핵연료 채널과의 접촉은 핵연료 다발/채널 상호 작용, 압력관 롤조인트/핵연료다발 상호작용 그리고 차폐마개/핵연료다발 열 간의 간극을 고려해야 한다.
- (3) 핵연료 취급계통과의 접촉은 핵연료 장전기 감지기 및 분리기, 핵연료 교체 중 축

방향 부하, 핵연료 교체 충격 하중, 횡류에 의한 마모 그리고 핵연료 교체 시 채널 유동과의 양립성을 고려한다.

2.2.2 듀픽 핵연료 설계 특성

듀픽 핵연료는 경수로 사용후 핵연료를 산화/환원 공정을 통해 처리하여 제조한다. 기준 듀픽 핵연료는 표 2.2-1에서 보듯이 ^{235}U 및 ^{239}Pu 를 각각 1.0 및 0.45 wt% 함유하고 있다.[14] 그리고 냉각재 상실 사고 시 원자로의 안전성을 고려하여 핵연료 다발 중심 봉에는 가연성 물질이 첨가되어 있다. 가연성 물질로는 천연 디스프로시움 사용된다.[15] 듀픽 핵연료는 외부에서 준비된 구조재를 사용하여 차폐시설 내에서 제조된다. 듀픽 핵연료는 일반적인 중수로 핵연료 사양을 만족하도록 제조되어 원자로의 운전 조건 및 핵연료 관리 방안과 양립할 수 있도록 한다.

소결체 특성

중수로 핵연료 설계는 소결체 밀도 $10.4 \pm 0.15 \text{ g/cm}^3$, 산소-우라늄비(O/U) 1.99-2.01, 그리고 결정입자 크기 5 - 30 μm 를 요구한다. 열팽창과 탄성 변형에 대비해서 소결체의 상/하단에는 디쉬를 만들고, 소결체 모서리 부분은 깎아 핵연료 봉 장입 시 손상이 없도록 한다. 소결체 어깨부분 크기 및 길이 대 직경 비(L/D)는 소결체의 변형과 경제성을 고려하여 적절히 정해진다.

듀픽 핵연료 소결체는 압분과 소결 공정을 거쳐 제조된다. 소결 밀도는 $\sim 10.3 \text{ g/cm}^3$ 이며 결정입자 크기는 $\sim 5 \mu\text{m}$ 이다. 표면조도는 $\sim 1.0 \text{ mmAA}$ 이며, 길이 대 직경 비는 ~ 1.2 이다. 듀픽 핵연료 소결체는 현재 듀픽 핵연료 실험시설(DFDF)에서 제조되며 소결체 품질 규격(QCI-163)을 만족하고 있다. 현재 소결체 밀도를 이론 밀도의 97% 그리고 결정입자 크기 $\sim 10 \mu\text{m}$ 를 달성하기 위한 실험 제조가 진행 중이다.

핵연료봉 특성

중수로 핵연료 봉은 소결체와 지르칼로이-4 피복관, 봉단 마개와 봉입기체로 이루어져 있다. 피복관의 내면은 소결체와 피복관의 상호작용을 감소시키기 위하여 캔랩이

라는 얇은 흑연층으로 도포되어 있다. 소결체와 피복관의 간극은 열전달을 크게 하기 위하여 대기압의 헬륨 기체로 채워져 있다. 핵연료 봉의 외부 표면에는 간극체가 부착되어 있어 다발 중간부분의 거리를 유지하게 되며 다발 끝부분은 종단 접합부에 의해 간격이 유지된다.

듀픽 핵연료의 밀봉은 차폐시설에서 레이저 용접에 의해 원격으로 수행되게 된다. 용접부의 조직 분석 결과에 의하면 레이저 용접에 의한 결과는 티그 용접에 의한 결과보다 280% 이상 좋게 나타났다. 레이저 용접 후 핵연료봉의 길이 변화는 0.1-0.2 mm 정도이다. 헬륨 누출은 제한치인 $2.5 \times 10^{-7} \text{ cm}^3/\text{sec}$ 보다 작았으며 헬륨 함량은 용접 후에도 95% 이상이어서 듀픽 핵연료의 제조에 사용된 원격 용접 기술은 건전하고 신뢰성이 있었다.

핵연료다발 특성

듀픽 핵연료 다발은 37-봉 핵연료 다발 설계와 마찬가지로 외환봉과 용접된 세 줄의 베어링 패드를 가지고 있다. 전체 다발의 구조형상은 핵연료 봉들의 축 방향 응력과 변형을 균일하게 분산해주는 종단 접합부에 의해서 유지된다. 간극체는 핵연료 봉의 길이 중간 부분에 용접되어 핵연료 봉들의 간격을 유지하게 된다. 표 2.2-2는 듀픽 핵연료 다발의 설계 인자를 요약한 것이다.

경수로 사용후 핵연료가 듀픽 핵연료 다발에 장입되게 되면 핵연료 다발의 무게는 약 22.9 kg으로 예상되며 이는 37-봉 천연우라늄 핵연료 다발의 23.7 kg 보다는 작은 값이다. 따라서 듀픽 핵연료 다발은 기존 핵연료 다발에 비해 냉각재에 의한 진동이 심할 것으로 예상된다. 또한 듀픽 핵연료의 방출 연소도가 천연 우라늄 핵연료에 비해 높기 때문에 냉각재에 의한 진동을 겪는 시간도 길어지게 될 것이다. 따라서 듀픽 핵연료 설계의 건전성을 확증하기 위해서는 열수력 실험을 수행하는 것이 필요하다.

2.2.3 듀픽 핵연료 물성 모델

듀픽 핵연료 제조 기술은 재 소결이 가능한 핵연료 분말을 준비하는데 산화/환원 공정을 활용한다. 제조된 듀픽 핵연료는 증수로 핵연료 설계 제원을 만족시키기 때문

에 듀픽 핵연료 다발은 중수로와의 양립성과 구조적 건전성을 유지할 것으로 예상된다. 듀픽 핵연료의 노내 거동을 정량적으로 평가하기 위해서는 우선 듀픽 핵연료의 재료 물성 자료를 생산하는 것이 필요하다. 핵연료의 성능은 일반적인 중수로 핵연료 성능 분석에 사용되는 ELESTRES[16] 코드를 이용할 수 있다. 듀픽 핵연료 설계의 평가를 위해서 듀픽 핵연료의 열전도도, 열팽창률, 크립, 결정립 성장 등 열적 기계적 특성 자료들이 얻어졌다. 측정된 자료들과 해석 모델은 ELESTRES 코드에 이식되어 듀픽 핵연료 다발 거동 해석에 응용되었다.

기존의 핵연료와는 달리 듀픽 핵연료는 플루토늄과 핵분열생성물들을 함유하고 있으며 이로 인하여 핵분열 기체 방출, 결정립 성장 등의 재료 물성이 기존 핵연료와는 다른 결과를 나타낸다. 그러나 높은 방사능으로 인하여 실제 듀픽 핵연료에 대한 자료를 얻는 것은 쉽지 않다. 따라서 듀픽 핵연료의 기초 자료를 생산하기 위하여 모의 핵연료를 사용하는 것이 바람직하다. 듀픽 핵연료의 제조 공정에서 대부분의 핵분열 기체들이 방출되기 때문에, 듀픽 핵연료에 남아있게 되는 핵분열 생성물은 순수 우라늄 핵연료에 안정한 동위원소를 첨가함으로써 모사할 수 있다. 핵분열 생성물 원소들은 아래와 같이 구분된다.[17]

- 고용 원소: Sr, Zr, Nb, Y, La, Ce, Pr, Nd, Pm, Sm
- 금속 석출물: Mo, Tc, Ru, Rh, Pd, Ag, Cd, In, Sb, Te
- 산화물 석출물: Ba, Zr, Nb, Mo, (Rb, Cs, Te)
- 휘발성 원소: Br, I, (Rb, Cs, Te).

일반적으로 모의 사용후 핵연료는 비방사능으로 인하여 열전도도, 비열, 핵분열기체 확산, 산화거동, 용융점, 전기화학 특성, 소결체-피복관 상호작용, 조사 손상 특성 등을 측정하는데 널리 사용된다. 핵분열 생성물을 모사하기 위해 안정한 동위원소를 이용한 모의 사용후 핵연료를 제조한 실험결과들은 많이 있으며,[18-20] 결정립 구조와 석출물 상,[21,22] 결정립 구조에 미치는 산소 포텐셜 효과,[23] 금속 석출물의 화학적 상태와 증기압[24] 등이 연구된 바 있다. Verrall과 Lucuta는 모의 (U,Th)O₂ 핵연료와 UO₂ 핵연료가 유사한 성능을 가졌음을 보인 바 있다.[25,26] 그리고 핵분열 기체 방출 거동에 대해서는 이온 주입 기술을 이용하여 여러 온도에서 연구되었다.[27-30] 또한 열전도도는 모의 핵연료를 사용하여 여러 연소도에서 효과적으로 평가되었다.[31]

열 전도도

듀픽 핵연료의 열전도도는 진공에서 20~1,623 °K의 범위에서 레이저 플래쉬 방법으로 측정되었다. 듀픽 핵연료의 열전도도는 천연우라늄 핵연료보다 낮았으며 Harding-Martin의 모델을 사용하여 아래와 같이 수식화 되었다.[32]

$$K_{D0} = \frac{1}{0.1044 + 2.058 \times 10^{-4} T} + \frac{1.327 \times 10^{10}}{T^2} \exp\left(-\frac{19359}{T}\right) \quad (\text{W/mk})$$

크립 변형율

크립 변형 속도는 수소 분위기 21~60 MPa 조건에서 1,773~1,973 °K 범위에서 측정되었다. 크립 활성화 에너지는 빈 격자의 확산이 지배하는 낮은 응력 영역에서는 649.35~675.94 kJ/mol 이었으며 전위 상승이 지배하는 높은 응력 영역에서는 750.68~792.18 kJ/mol 이었다. 듀픽 핵연료의 활성화 에너지가 천연 우라늄 핵연료의 활성화 에너지보다 높아 온도 의존성이 큼을 알 수 있다. 크립 모델은 확산 지배 영역과 전위 지배 영역에 대하여 아래와 같이 수립되었다.

$$\dot{\epsilon} = 1.29 \times 10^5 \sigma \exp\left(-\frac{675.94 \text{ kJ/mol}}{RT}\right)$$

$$\dot{\epsilon} = 2.01 \times 10^{-20} \sigma^{4.5} \exp\left(-\frac{750.68 \text{ kJ/mol}}{RT}\right)$$

열팽창 계수

듀픽 핵연료의 열팽창 계수는 모의 듀픽 핵연료를 사용하여 dilatometer로 측정하였다. 측정된 듀픽 핵연료의 열팽창 계수는 천연 우라늄 핵연료의 열팽창 계수보다 높게 나타났다. 측정된 듀픽 핵연료의 열팽창 계수는 아래와 같다.

$$\Delta L/L_0 = -0.4163 + 1.170 \times 10^{-3} T + 9.881 \times 10^{-8} T^2$$

탄성 계수

핵연료 소결체의 탄성 계수는 열팽창, 봉 내압, 냉각재 압력 등에 의한 응력과 변형률을 계산하기 위하여 필요하다. 듀픽 핵연료의 탄성계수는 모의 듀픽 핵연료를 이용한 초음파 공진법에 의해 측정되었다. 듀픽 핵연료의 영률은 천연 우라늄 핵연료의 탄성계수보다 높게 나타났으며 이는 고용 원소와 석출물의 존재로 인한 고용강화, 석출강화 등에 의한 것이다.

2.2.4 핵연료 관리방안에 대한 양립성

중수로에서 듀픽 핵연료 성능 분석을 위하여 다발 출력 이력을 RFSP[32] 코드를 사용하여 계산하였다.[33] 평형 노심 특성은 재 장전 빈도, 방출 연소도, 출력 분포, 핵연료 체류 시간 등을 고려할 수 있는 RFSP 코드의 시간평균 모델을 사용하여 계산되었다. 그 후 핵연료 교체가 모든 핵연료 채널을 적어도 한번 이상 수행되도록 600일 전출력 핵연료 교체 해석을 수행하여 평형 상태의 노심 조건을 이루도록 하였다. 천연 우라늄 핵연료 노심은 한 채널에 8개씩 핵연료 다발을 장전하지만 듀픽 핵연료 노심에서는 2다발씩 장전하는 방식을 사용한다.

노물리 자료

듀픽 핵연료 노심의 최대 다발 출력은 764 kW (채널 O-9)이었으며 이는 천연 우라늄 핵연료 노심의 827 kW(채널 N-5) 보다 7.6% 낮은 값이다. 듀픽 핵연료 노심에 대하여 핵연료 교체시 장전되는 다발의 수가 작기 때문에 최대채널 출력 및 다발출력은 천연 우라늄 핵연료 노심에 비해 작은 특징을 갖는다. 듀픽 핵연료에 대하여 핵연료가 한 지점에 머무는 시간은 93.3일이며 천연우라늄 핵연료에 대하여는 194.7일이다. 그러나 하나의 핵연료 채널로부터 듀픽 핵연료가 방출되기 위해서는 약 6회의 핵연료 교체가 필요하기 때문에 듀픽 핵연료의 총 노내 체류 시간은 560일이다.

그림 2.2-2와 2.2-3은 듀픽 핵연료와 천연우라늄 핵연료 노심의 600일 핵연료 교체해석 결과 나타난 다발 출력 자료를 보여준다. 최대 다발 출력은 듀픽 핵연료 노심에 대하여는 827 kW이고 천연 우라늄 노심에 대하여는 893 kW이다. 시간 평균 노심과 비교할 때 핵연료 교체로 인한 섭동으로 각각의 최대 다발 출력은 듀픽 핵연료 노심의 경우 8.2% 천연 우라늄 핵연료 노심의 경우 8.0% 증가한다.

다발 반경방향 출력 및 선출력

듀픽 핵연료 다발은 그림 2.2-4와 같이 핵연료 연소도가 증가함에 따라 봉들의 상대적인 선출력이 변화되게 된다. 초기에는 외환봉이 가장 높은 선출력을 나타내지만 약 9,000 MWd/t 이상의 연소도에서는 내환봉이 가장 높은 선출력을 보이게 된다. 그러나 최대 다발 출력은 약 3,000 MWd/t의 상대적으로 낮은 연소도에서 발생하므로 외환봉이 봉 선출력을 제한하게 된다. 표 2.2-3은 시간 평균 계산에서 정상 출력과 핵연료 교체해석에서의 고출력 다발의 핵연료 봉 선출력을 보여준다. 비교를 위하여 37-봉 핵연료 다발에 대한 봉별 상대 선출력과 최대 선출력이 그림 2.2-5와 표 2.2-4에 제시되었다. 37-봉 핵연료 다발의 경우 외환봉이 전 연소도에 걸쳐 최대 선출력을 제한하고 있다. 결과적으로 최대 선출력은 천연 우라늄 핵연료에 비하여 10.9 kW/m (20%) 감소되는 것을 알 수 있다.

정상 출력 및 고출력 곡선

중수로에서의 듀픽 핵연료 성능 해석을 위해 다발 출력 이력을 생산하였다. 노심의 모든 다발 출력을 핵연료의 연소도 함수로 표시하고 각 연소도 단계에서의 최대 다발 출력과 다발 내 상대 선출력 비를 이용하여 설계 출력 곡선을 구할 수 있다. 이렇게 할 경우 설계 출력 곡선은 여러 핵연료 연소도에 대하여 핵연료 다발의 대표적인 출력 변화를 다 포함할 수 있게 된다. 설계 출력 곡선은 과도상태나 측정오차를 고려하지 않는 아래와 같은 조건으로 얻어진다.

- 특정한 시간에서 원자로 내에 있는 99% 이상의 핵연료 다발은 기준 고출력 곡선 이내의 출력과 연소도를 갖는다.
- 특정한 시간에서 원자로 내에 있는 90% 이상의 핵연료 다발은 정상 설계 출력 곡선 이내의 출력과 연소도를 갖는다.

그림 2.2-6과 2.2-7은 듀픽 핵연료와 천연우라늄 핵연료 다발 설계 출력 곡선을 보여준다. 듀픽 핵연료 다발에 대하여 설계 출력 곡선의 최대 다발 출력은 연소도 약 3,000 MWd/t에서 760 kW이다. 핵연료교체로 인한 출력 증가를 고려하면 최대 다발 출력은 850 kW이며 천연 우라늄 핵연료 다발의 인허가 제한치인 935 kW 보다는 적은 값이

다. 듀픽 핵연료의 기준 고출력 곡선은 정상 설계 출력 곡선보다 12% 높다.

천연 우라늄 핵연료에 대하여 핵연료교체 시 다발 출력 상승이나 다발 출력 섭동으로 인한 결합 확률이 3% 미만이어야 한다. 그러나 결합 확률 곡선은 보수적으로 생산되었기 때문에 3% 결합 확률 이내의 원자로 운전 조건에서는 실제로 핵연료 결합은 거의 발생하지 않는 것으로 알려져 있다. 듀픽 핵연료 다발에 대한 순간적인 최대 봉 출력과 결합 확률 곡선을 그림 2.2-8과 그림 2.2-9에서 외환봉의 선출력과 선출력 증가분에 대하여 비교하였다. 듀픽 핵연료 봉의 선출력은 결합 확률 곡선보다 적은 값을 나타내었으며 이는 듀픽 핵연료 노심의 출력 평탄화 특성에 의한 것이다. 그러나 선출력 증가분은 3% 결합 확률 곡선을 5,000 MWd/t 이상의 연소도에서 초과하게 된다. 이것은 듀픽 핵연료 노심의 축 방향 출력 분포와 2 다발씩 장전하는 핵연료 교체 방식에 의한 것이다. 핵연료 결합은 두 개의 결합 확률 곡선(선출력과 선출력 증가분)이 모두 초과될 때 발생하는 것으로 보기 때문에, 현재 사용한 결합 확률 곡선이 듀픽 핵연료에도 적용 가능하다고 볼 때 현재 제안되고 있는 핵연료 관리 방안에서는 듀픽 핵연료의 결합은 발생하지 않을 것으로 예상된다.

천연 우라늄 핵연료의 경우 그림 2.2-10에서 보듯이 핵연료봉의 선출력은 1% 결합 확률 곡선을 초과하지만 3% 결합 확률 곡선 이내에 있다. 그리고 선출력 증가분은 그림 2.2-11에서 보듯이 1% 결합 확률 곡선 이내에 있다. 이는 천연 우라늄 노심의 축 방향 출력 분포와 8 다발씩 장전하는 핵연료교체 방식에 의한 것이다. 다시 말해, 천연 우라늄 노심의 축 방향 출력은 채널 중앙 부분에서 높아지나, 듀픽 핵연료 노심의 경우는 중앙 부분의 출력이 상대적으로 감소한다. 따라서 천연 우라늄 노심에서는 한번 조사된 4개의 다발은 채널에서 방출되며 나머지 4 다발은 낮은 출력 영역으로 들어가게 된다. 결과적으로 선출력 증가분은 저출력 핵연료에서만 높게 나타난다.

2.2.5 듀픽 핵연료의 기계적 성능

모의 듀픽 핵연료를 사용하여 측정된 자료와 특성 모델이 입력된 ELESTRES 코드를 사용하여 듀픽 핵연료의 성능 해석을 수행하였다. ELESTRES 코드는 봉 내압, 반경 방향 온도분포, 피복관의 탄성 및 소성 변형 등을 핵연료 다발의 구조, 재료 물성, 운전 조건 등을 고려하여 예측하게 된다. ELESTRES 코드의 계산 체계는 소결체와 피복관

에 있어서 1차원 열 생성, 온도분포, 핵분열 기체방출, 열전달 계산과 2차원 응력 해석으로 이루어져 있다.

핵연료 봉 거동을 분석하기 위해서 시간 평균 노심에서 최대 다발 출력을 보이는 O-9 채널에 장전된 듀픽 핵연료 다발의 외환봉을 기준으로 봉의 선출력 이력을 생산하였다. 연료 장전 시 두 핵연료 다발씩 이동하게 되므로 아래와 같이 총 4개의 선출력 이력을 생산하였다. 그림 2.2-12는 선출력 이력 모델을 보여주는데 모든 경우에 방출열 소도는 18,000 MWd/t이다.

- 선출력 이력 A: 설계 출력 곡선
- 선출력 이력 B: 고출력 곡선
- 선출력 이력 C: 전위 핵연료 다발(3,500과 13,500 MWd/t에서 출력 상승)
- 선출력 이력 D: 후위 핵연료 다발 (1,500과 12,500 MWd/t에서 출력 상승)

핵연료 온도

핵연료 봉의 중심온도 변화를 그림 2.2-13에 도시하였다. 설계 출력 곡선에 대하여 최대 온도는 연소도 5,000 MWd/t에서 1,800°K였으며, 고출력 곡선에 대하여는 2,200°K였다. 각 핵연료 봉의 중심온도는 고출력 곡선과 설계 출력 곡선에 대한 중심온도 변화 범위 내에서 출력을 따라 변화된다. 듀픽 핵연료의 최대 선출력은 약 45 kW/m이며 천연 우라늄 핵연료의 경우 약 57 kW/m인 것을 고려할 때, 듀픽 핵연료의 중심 온도는 천연 우라늄 핵연료에 비해 매우 높다. 이는 듀픽 핵연료의 낮은 열전도도에 기인한 것이다. 따라서 사용후 핵연료에 대해 권장되고 있는 MATPRO 데이터베이스를 기초로 용융점에 대한 열적 여유도를 평가하였으며, 이때 사용한 용융온도는 다음의 식으로 계산된다.

$$T_{sol} (\text{°K}) = 3113.15 - 3.2 \times 10^{-3} \text{ BU (MWd/t)}.$$

위에 제시된 MATPRO 데이터베이스를 기초로 할 때 27,300 MWd/t의 연소도를 가지는 사용후 핵연료로 제조된 듀픽 핵연료의 용융점은 3,026°K로 계산된다. 따라서 열적 여유도는 826°K이며 용융점에 대하여 27% 정도의 수준이다. 천연 우라늄 핵연료의 경우 열적 여유도는 1,013°K이며 용융점 대비 33% 수준이므로 듀픽 핵연료의 열적 여유도의 감소는 천연 우라늄 핵연료와 비교하여 그리 크지

않음을 알 수 있다.

열 전달 계수

그림 2.2-14는 핵연료 소결체와 피복관 간의 열전달 계수의 변화를 나타낸다. 모든 선출력 이력에 대하여 열전달 계수는 초기에 급격히 감소하게 된다. 열전달 계수의 감소는 간극의 증가와 핵분열 기체의 낮은 열전도도로 인한 것이다. 초기 간극은 핵연료의 열팽창과 냉각재 압력에 의한 피복관의 밀착으로 인해 매우 좁아지게 되지만 핵분열 기체가 방출됨에 따라 봉 내압이 증가하게 되어 간극이 늘어나게 된다. 듀픽 핵연료의 경우 7,000 MWd/t의 연소도에서 열전달 계수는 약 $10 \text{ kW/m}^2\text{K}$ 로 감소하게 되며 이는 천연 우라늄 핵연료에서의 $15 \text{ kW/m}^2\text{K}$ 에 약 33% 적은 값이다.

핵분열 가스 방출

그림 2.2-15는 각 출력 이력에 대한 핵분열 기체 방출 비율을 보여준다. 선출력이 높아지면 중심온도 상승으로 인하여 핵분열 기체 방출이 증가하며, 이는 핵분열 기체 원자들이 높은 온도에서 더 빠르게 확산하기 때문이다. 핵분열 기체 방출이 클수록 봉 내압은 증가하게 되며 이로 인해 간극이 벌어지게 된다. 대부분의 핵분열 기체는 간극의 열전달 특성을 감소시키는데, 이는 제논, 크립톤 같은 기체의 열전도도가 초기에 간극을 채우고 있던 헬륨의 열전도도보다 낮기 때문이다. 따라서 기체의 낮은 열전도도와 간극 크기의 증가로 인하여 열전달 계수는 떨어지고 중심온도는 증가하게 된다. 고출력 조건에서 듀픽 핵연료의 핵분열 기체 방출 부피는 천연 우라늄 핵연료의 약 두 배가 된다. 일반적으로 핵분열 기체 방출을 억제하기 위해서는 핵연료 소결체의 결정립을 키우는 방안이 있는데, 이는 핵분열 기체 원자가 결정립계까지 확산하는 거리가 길어져 핵분열 기체 방출이 억제되기 때문이다.

핵연료봉 압력

그림 2.2-16은 봉 내압이 제논이나 크립톤과 같은 핵분열 기체의 지속적인 축적으

로 인해 연소도에 따라 증가함을 보여준다. 만일 봉 내압이 냉각재의 압력보다 높으면 피복관은 크립에 의해 바깥방향으로 변형되게 된다. 듀픽 핵연료에 대해 계산한 결과 최대 압력은 15 MPa로 나타났으며 이는 냉각재 압력 설계치인 10.6 MPa보다 매우 높은 값이다. 천연 우라늄 핵연료의 경우 기준 고출력 이력 조건에서 최대 압력은 6 MPa였다. 봉 내압을 설계 제한치 이하로 유지하기 위해서는 봉 내부에 보다 많은 공간을 확보해야 하는데 이를 위해 플레넘 공간을 증가시키는 방법을 고려하였다.

그림 2.2-17 은 고출력 이력에서 듀픽 핵연료의 봉 내압에 미치는 플레넘 공간의 영향을 보여준다. 플레넘 공간이 $0.5 \text{ mm}^3/\text{K}$ 일때 듀픽 핵연료의 최대 봉 내압은 13 MPa에서 8 MPa로 감소하게 된다. 따라서 이와 같이 봉 내압을 설계 제한치 이내로 유지하도록 적절히 핵연료 설계를 변경하면 듀픽 핵연료의 건전성을 유지할 수 있을 것으로 예상된다.

2.2.6 듀픽 핵연료 다발의 열수력 성능

듀픽 핵연료다발은 가압경수로의 사용후 핵연료를 핵비확산성을 유지하면서 건식 공정으로 재가공하여 제조되며, 중수로에 핵연료 장전 방법은 2-다발 교체 방법을 고려하므로 기존의 37-봉 핵연료 다발과는 반경 및 축 방향 출력 분포가 매우 다르다. 일반적으로 중수로 핵연료다발의 경우 환별 출력 분포가 달라지는 경우 부수로의 유동 및 엔탈피 분포가 달라지며, 이는 부수로별 임계 열유속 (Critical heat flux) 발생 위치뿐만 아니라 임계 열유속 값도 달라지게 한다. 마찬가지로, 핵연료다발의 축 방향 분포가 달라지는 경우 축 방향 엔탈피, 건도, 압력 분포 등이 달라질 뿐만 아니라 임계 열유속 및 축방향 임계 열유속 발생 위치도 달라진다.

듀픽 핵연료다발은 37-봉 핵연료 다발에 비해 연소도 증가에 따라 환별 출력 분포가 크게 달라지는데, 한 개 핵연료 채널 내 장전된 12개 핵연료다발 중 각 두 개 핵연료다발씩 환별 출력 분포가 축 방향으로 다른 위치에 있는 핵연료다발의 환별 출력 분포와 다르다. 따라서 듀픽 핵연료다발 장전 핵연료 채널의 경우 한 개 핵연료 채널내의 각 다발별 연소도 혹은 환별 출력 분포를 어떻게 고려하여 해석하는가가 해석결과에 매우 큰 영향을 미칠 수 있다.

본 연구에서는 한 개 채널 내 듀픽 핵연료다발의 환별 출력 분포를 고려하여 축 방향 출력 분포가 임계 열유속에 미치는 영향을 평가하기 위해 열수력 해석을 수행하였다. 이를 위해 ASSERT-PV [34] 부수로 해석 코드를 이용하여 듀픽 핵연료다발의 0부터 18,000 MWd/t 까지 각 연소도별 임계 출력비를 평가하였으며, 그 결과를 기존 37-봉 핵연료다발과 비교하였고, 듀픽 핵연료다발의 기존 중수로와의 열수력적 양립성을 제시하였다.

부수로 해석 코드

핵연료 채널에 대한 부수로 해석을 위해 수행할 수 있는 코드로는 COBRA 계열의 코드와 TORC 등의 가압경수로용 해석 코드들, 중수로의 부수로 해석을 위해 캐나다에서 개발된 ASSERT 코드 등이 있다. 본 듀픽 핵연료다발 장전 중수로 핵연료 채널의 축 방향 출력 분포가 임계 열유속에 미치는 영향을 평가하기 위해 부수로 해석을 수행하였으며, 사용된 전산코드로는 한국원자력연구소/캐나다원자력공사 공동연구 프로그램에 의해 캐나다로부터 전수된 ASSERT-PV 코드이다.

ASSERT 코드는 COBRA-IV-i[35] 코드를 근간으로 하여 1980년대 초부터 캐나다의 원자력공사에서 중수로와 같이 수평 채널 내 다발이 장전된 경우의 단상 및 이상류 유동 및 열전달을 해석하기 위해 개발해 왔다. ASSERT 코드의 COBRA 코드와 근본적으로 다른 측면은 먼저, 유동장내에 열적으로 비평형 상태의 축 방향 및 횡 방향 상대속도(drift flux)를 계산할 수 있도록 하였다. 이에 따라, 열적 평형 모형에서(equal velocity/temperature) 개량된 드리프트 모형(unequal velocity/temperature)을 이용할 수 있도록 함으로써 평형 및 비평형 상태의 액체 및 기체상에 대한 열전달을 해석할 수 있도록 하였다. 또한 ASSERT 코드는 정상운전 조건에 대한 모사뿐만 아니라 제어 상실 경우와, 드라이아웃이 발생하는 데까지 유동장을 모사할 수 있도록 개발되었다. 최근에 ASSERT-PV V2R8M1으로 개선되면서 부수로 간의 기하학적 연결 방법을 수정함으로써 43-봉 핵연료다발 모사가 가능하도록 하였으며, 43-봉 핵연료다발에 대한 해석을 위한 입력 및 출력 자료의 증가를 수용할 수 있도록 하였다. 또한, 여러 가지 임계 열유속 모형을 이용할 수 있으며, 최근에 가장 많이 적용하고 있는 Table Lookup Method[36]를 이용할

수도 있다.

기하학적 입력자료

부수로 해석코드인 ASSERT-PV 코드에 의한 해석을 위해서는 여러 가지 입력자료 요구되며, 특히 채널의 기하학적 형상에 대한 복잡한 자료가 요구된다. 즉, 기존의 수직 유동 채널에서는 중력의 영향이 부수로별 유동장에 미치는 영향을 무시할 수 있었으나, 중수로와 같이 수평 유동채널에서는 중력의 영향이 고려되어야 한다. 따라서 수평채널에서의 핵연료 봉들의 위치가 중요하며, 이들의 위치를 정확하게 지정해 주도록 되어 있다. ASSERT 코드에서는 각 부수로의 기하학적 제원뿐만 아니라 부수로 무게 중심간 거리, 위치 및 기준 점에서의 핵연료 봉들의 위치에 대한 정보를 입력하도록 되어 있으며, 이에 대해서는 참고 문헌 [37]에 상세히 기술되어 있다.

축 방향 출력 분포

본 연구에서 고려하고 있는 축 방향 출력 분포가 임계 열유속에 미치는 영향을 평가하기 위해 먼저 채널 선정 및 채널의 축 방향 출력 분포가 필요하다. 듀픽 핵연료다발의 핵연료 채널 내 축 방향 열유속 분포는 핵 계산으로부터 얻어지며, 각 채널마다 열유속 분포가 조금씩 다르다. 본 계산에서는 듀픽 핵연료다발에 대한 핵적 해석 자료를 이용하여 [38] 듀픽 핵연료다발의 전형적인 축 방향 출력 분포를 갖는 M-8 채널과, 출구 쪽에 두 번째 출력 정점을 갖는 M-4 채널 및 두 번째 출력 정점이 가장 하류 쪽에 위치하는 N-11 채널을 대상으로 수행하였으며, 그림 2.2-18에 각 핵연료다발의 축 방향 채널출력 분포를 비교하였다. 그림에서 보는 바와 같이 37-봉 핵연료다발의 경우 중심 부근에서 최고출력이 나타나지만 장전 방법의 변경으로 인해 듀픽 핵연료다발의 경우 상류 지역에서 최고출력이 나타난다.

반경 방향 출력 분포

듀픽 핵연료다발에 대한 반경방향 출력 분포는 핵적 계산으로부터 얻어지며, 연

소도가 달라짐에 따라 그 분포가 크게 달라진다. 또한 듀픽 핵연료다발은 2-다발 교체방법을 택하므로 두 개 다발마다 반경방향 출력 분포도 크게 달라진다. 즉, 채널입구 두 개 다발은 초기연소도의 출력 분포를 갖으며, 그 다음 두 개 다발은 연소도가 총 연소도의 1/6의 연소가 진행된 반경방향 출력 분포를 갖는다. 이와 같은 방법으로 채널출구 부분의 2개 다발은 총 연소도의 5/6의 연소가 진행된 반경방향 출력 분포를 갖게 된다. 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 열수력 해석을 위해 장전방법에 따라 실제 상태를 모사하는 방법을 택하여야 하나 현재의 ASSERT 부수로 해석 코드에서는 각 핵연료 다발별로 반경방향 출력 분포를 달리 선택할 수 없다. 따라서 본 해석에서는 핵연료채널 내 장전된 12개 핵연료다발들이 동일한 반경방향 출력 분포를 갖는다고 가정하여 축 방향 출력 분포의 임계 열유속 영향을 평가하였다.

반면에 37-봉 핵연료다발은 듀픽 핵연료다발에 비해 연소도에 따른 반경방향 출력 분포의 변화가 거의 없으며, 듀픽 핵연료다발의 경우와 마찬가지로 12개 핵연료다발의 축 방향 각 다발의 연소도에 따른 반경방향 출력 분포 변화를 무시하였다. 연소도 증가에 따른 반경방향 출력 분포를 그림 2.2-19와 2.2-20에 비교하였다.

해석 결과 및 검토

본 연구에서는 표 2.2-5에 제시된 3가지 경우에 대해 37-봉 핵연료다발 및 듀픽 핵연료다발에 대한 최소 임계 열유속비를 계산하였으며, 그 결과를 비교하였다. 그림 2.2-21에는 CASE I에 대한 최소임계 열유속비 계산결과를 나타내었다. 그림에서 보는 바와 같이 듀픽 핵연료 장전 채널의 경우에는 연소도 증가에 따라 최소임계 열유속비가 증가하는 것으로 나타났으나, 37-봉 핵연료다발의 경우에는 큰 변화가 없었으며, 이는 연소도에 따른 반경방향 출력 분포 변화 때문이었다. 또한 37-봉 핵연료다발 장전 채널과 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 경우를 비교해 보면, 연소도 약 6,500 MWd/t 이상에서 37-봉 핵연료다발 대비 듀픽 핵연료다발의 최소임계 열유속비가 좋아지는 것으로 나타났다.

그림 2.2-22에는 CASE II에 대해 최소임계 열유속비 계산 결과를 나타내었다.

연소도에 따른 최소 임계 열유속비의 경향은 CASE I과 동일한 것으로 나타났으나, 연소도에 따라 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 최소 임계 열유속비가 좋아지는 지점은 약 9,000 MWd/t으로 나타났다. 그림 2.2-23에는 CASE III에 대해 최소 임계 열유속비 계산 결과를 나타내었다. 이 경우에는 연소도 약 12,000 MWd/t 이상에서 37-봉 핵연료다발 대비 듀픽 다발 최소 임계 열유속비가 좋아지는 것으로 나타났다.

이들 결과를 경우별로 비교해 보면 하류 쪽에서 최고 출력이 발생하는 채널(CASE II)의 경우 듀픽 다발 및 37-봉 핵연료다발의 최소 임계 열유속비가 가장 낮았다. 그리고 37-봉 핵연료다발의 경우에는 N-11 채널의 최소 임계 열유속비가 가장 높았으며, 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 경우 M-4 채널과 M-8 채널의 경우에 최소 임계 열유속비가 높았으며, M-4 채널의 경우에는 중간 연소도까지(~11,000 MWd/t)는 M-8 채널보다 최소 임계 열유속비가 높았으나, 이후 연소도에서는 M-8 채널보다 최소 임계 열유속비가 높은 것으로 나타났다. 이로 볼 때 상기 세 가지 축 방향 출력 분포에 대해 연소도 최소 12,000 MWd/t 이상에서는 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 최소 임계 열유속비가 37-봉 핵연료다발보다 높아지는 것으로 나타났다.

한편, 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 축 방향 최소 임계 열유속비의 발생지점은 축 방향 중심에서 하류 쪽인 9번 혹은 10번 다발에서 발생하였으며, 말기 연소도를 19,000 MWd/t으로 가정하는 경우 축 방향 최소 임계 열유속비 발생지점의 듀픽 핵연료다발의 연소도는 12,000 MWd/t 이상을 이미 경험한 다발이 되므로 37-봉 핵연료다발 및 듀픽 다발의 여러 가지 출력 분포를 고려하더라도 듀픽 장전 채널의 최소 임계 열유속비가 37-봉 핵연료다발의 최소임계 열유속비보다 나쁘지 않은 것으로 나타났다. 즉, 듀픽 핵연료다발 장전 채널의 경우 열 여유도 측면에서 기존 37-봉 핵연료다발 장전 채널보다 최소한 양립하거나 우수한 것으로 나타났다.

Table 2.2-1 Reference DUPIC Fuel Composition

¹¹ B	0.6	⁸⁵ Rb	76.2	¹¹⁹ Sn	5.5	¹⁴⁸ Sm	110.3
¹⁶ O	118401.4	⁸⁷ Rb	162.8	¹²⁰ Sn	5.5	¹⁴⁹ Sm	2.9
¹⁹ F	36.4	⁸⁶ Sr	0.3	¹²² Sn	6.1	¹⁵⁰ Sm	214.5
²⁴ Mg	34.1	⁸⁸ Sr	233.5	¹²⁴ Sn	8.2	¹⁵¹ Sm	9.1
²⁵ Mg	4.5	⁹⁰ Sr	231.0	¹²¹ Sb	5.4	¹⁵² Sm	91.2
²⁶ Mg	5.2	⁹⁸ Y	304.6	¹²³ Sb	6.6	¹⁵⁴ Sm	25.7
²⁷ Al	72.7	⁹⁰ Zr	139.3	¹²⁵ Sb	0.1	¹⁵¹ Eu	1.4
²⁸ Si	80.2	⁹¹ Zr	394.3	¹²² Te	0.4	¹⁵³ Eu	80.9
²⁹ Si	4.2	⁹² Zr	427.6	¹²⁴ Te	0.3	¹⁵⁴ Eu	5.2
³⁰ Si	2.9	⁹³ Zr	482.1	¹²⁵ Te	12.3	¹⁵⁵ Eu	0.7
⁴⁰ Ca	70.3	⁹⁴ Zr	497.3	¹²⁶ Te	0.5	¹⁵⁴ Gd	18.3
⁴² Ca	0.5	⁹⁶ Zr	537.6	¹²⁸ Te	73.8	¹⁵⁵ Gd	7.9
⁴⁴ Ca	1.7	⁹² Mo	3.2	¹³⁰ Te	238.5	¹⁵⁶ Gd	38.5
⁴⁸ Ca	0.2	⁹⁴ Mo	1.9	¹²⁷ I	36.9	¹⁵⁸ Gd	12.7
⁵⁰ Cr	1.5	⁹⁵ Mo	513.1	¹²⁹ I	120.6	¹⁶⁰ Gd	0.9
⁵² Cr	30.3	⁹⁶ Mo	25.2	¹²⁸ Xe	2.0	¹⁵⁹ Tb	1.8
⁵³ Cr	3.5	⁹⁷ Mo	535.1	¹³⁰ Xe	7.6	¹⁶⁰ Dy	0.2
⁵⁴ Cr	1.1	⁹⁸ Mo	554.1	¹³¹ Xe	294.6	¹⁶¹ Dy	0.3
⁵⁵ Mn	35.2	¹⁰⁰ Mo	629.7	¹³² Xe	722.5	¹⁶² Dy	0.3
⁵⁴ Fe	10.1	⁹⁹ Tc	525.1	¹³⁴ Xe	993.1	¹⁶³ Dy	0.3
⁵⁶ Fe	167.5	¹⁰⁰ Ru	64.9	¹³⁶ Xe	1577.1	¹⁶⁵ Ho	0.2
⁵⁷ Fe	4.8	¹⁰¹ Ru	521.9	¹³³ Cs	764.7	²³² Th	340.3
⁵⁸ Fe	0.6	¹⁰² Ru	521.6	¹³⁴ Cs	0.3	²³³ U	12.3
⁵⁸ Ni	48.6	¹⁰⁴ Ru	371.2	¹³⁵ Cs	204.5	²³⁴ U	14.8
⁵⁹ Ni	0.4	¹⁰³ Rh	283.1	¹³⁷ Cs	529.1	²³⁵ U	8806.2
⁶⁰ Ni	19.4	¹⁰⁴ Pd	146.4	¹³⁴ Ba	104.6	²³⁶ U	2641.5
⁶¹ Ni	1.0	¹⁰⁵ Pd	258.3	¹³⁵ Ba	0.2	²³⁸ U	838926.5
⁶² Ni	2.7	¹⁰⁶ Pd	251.9	¹³⁶ Ba	11.8	²³⁷ Np	304.3
⁶⁴ Ni	0.8	¹⁰⁷ Pd	154.0	¹³⁷ Ba	303.9	²³⁸ Pu	97.0
⁶³ Cu	14.8	¹⁰⁸ Pd	106.6	¹³⁸ Ba	860.6	²³⁹ Pu	3962.8
⁶⁵ Cu	6.9	¹¹⁰ Pd	34.7	¹³⁹ La	821.7	²⁴⁰ Pu	1570.1
⁷⁶ Ge	0.4	¹⁰⁹ Ag	54.0	¹⁴⁰ Ce	832.3	²⁴¹ Pu	375.7
⁷⁵ As	0.1	¹¹⁰ Cd	23.5	¹⁴² Ce	758.9	²⁴² Pu	310.9
⁷⁷ Se	0.7	¹¹¹ Cd	19.4	¹⁴¹ Pr	752.9	²⁴¹ Am	553.0
⁷⁸ Se	1.6	¹¹² Cd	11.3	¹⁴² Nd	16.2	^{242m} Am	0.4
⁷⁹ Se	3.9	¹¹³ Cd	0.1	¹⁴³ Nd	537.9	²⁴³ Am	64.5
⁸⁰ Se	8.9	¹¹⁴ Cd	15.1	¹⁴⁴ Nd	870.8	²⁴³ Cm	0.2
⁸² Se	22.5	¹¹⁶ Cd	5.4	¹⁴⁵ Nd	454.8	²⁴⁴ Cm	9.5
⁸² Kr	0.7	¹¹⁵ In	1.7	¹⁴⁶ Nd	459.4	²⁴⁵ Cm	0.9
⁸³ Kr	27.8	¹¹⁵ Sn	0.2	¹⁴⁸ Nd	250.0	²⁵⁶ Cm	0.1
⁸⁴ Kr	75.2	¹¹⁶ Sn	4.6	¹⁵⁰ Nd	119.9	Fissile	13140.0
⁸⁵ Kr	5.0	¹¹⁷ Sn	5.4	¹⁴⁷ Pm	1.0	H. Metal	858000.0
⁸⁶ Kr	126.9	¹¹⁸ Sn	5.5	¹⁴⁷ Sm	140.9	Total	1000000.0

Table 2.2-2 Design specification of the DUPIC fuel bundle

<p>General</p> <ul style="list-style-type: none"> - Fissionable material - Structural material - Assembly type - Bundle length - Bundle diameter - Bundle weight 	<ul style="list-style-type: none"> - Sintered pellets of PWR spent fuel - Zircaloy-4 - Cluster with dual size 43 fuel elements - 495.30 ± 0.75 mm - 102.50 mm max. ref. with bearing pad - 23.0 kg (reference)
<p>Spacer</p> <ul style="list-style-type: none"> - Description - Spacer-to-sheath attachment - Length - Width - Height - Number of spacers per bundle 	<ul style="list-style-type: none"> - One mid-plane of split spacers - Brazed - 8.25 mm (minimum) - 2.30 mm (minimum) - 0.72 mm (minimum) - 182
<p>Bearing pad</p> <ul style="list-style-type: none"> - Description - Bearing pad-to-sheath attachment - Number of bearing pads/bundle - Length of bearing surface - Width of bearing surface - Height 	<ul style="list-style-type: none"> - Three planes of bearing pads - Brazed - 63 - 25.40 mm (minimum) - 2.25 mm (minimum) - 1.45 mm (nominal)
<p>Endplate</p> <ul style="list-style-type: none"> - Endplate-to-end cap attachment - Diameter - Thickness 	<ul style="list-style-type: none"> - Resistance welded - 91.68 mm (nominal) - 1.60 mm (nominal)
<p>Bundle assembly</p> <ul style="list-style-type: none"> - Element-to-element spacing <ul style="list-style-type: none"> at element ends elsewhere - Element-to-pressure tube - Pitch circle diameter <ul style="list-style-type: none"> outer elements intermediate elements inner elements 	<ul style="list-style-type: none"> - 1.45 mm (minimum) - 1.32 mm (minimum) - 1.00 mm (minimum) - 87.68 mm (reference) - 61.50 mm (reference) - 34.68 mm (reference)

Table 2.2-3 Linear element power of the maximum bundle power DUPIC fuel

Ring	Number of elements	Nominal power		High power	
		Element linear power (kW/m)	Ring power (kW)	Element linear power (kW/m)	Ring power (kW)
Center	1	30.2	15	32.7	16
Inner	7	33.4	116	36.2	126
Intermediate	14	30.0	208	32.5	225
Outer	21	40.9	425	44.3	460
Total	43		764		827

Table 2.2-4 Linear element power of the maximum bundle power natural uranium fuel

Ring	Number of elements	Nominal power		High power	
		Element linear power (kW/m)	Ring power (kW)	Element linear power (kW/m)	Ring power (kW)
Center	1	35.0	17	37.8	18
Inner	6	36.6	109	39.5	118
Intermediate	12	41.3	245	44.6	265
Outer	18	51.1	456	55.2	492
Total	37		827		893

Table 2.2-5 Thermal-hydraulic characteristics of the 37-element and DUPIC fuel channels

	Burnup (MWd/t)	Channel	Axial flux distribution (AFD) of the DUPIC fuel channel	Channel power (kW)	
				37-element	DUPIC bundle
CASE I	0	M-8	Typical AFD	6577	6310
	14,000				
	19,000				
CASE II	0	M-4	2nd peak at the downstream	6472	6376
	14,000				
	19,000				
CASE III	0	N-11	2nd peak at the far downstream	6125	6990
	14,000				
	19,000				

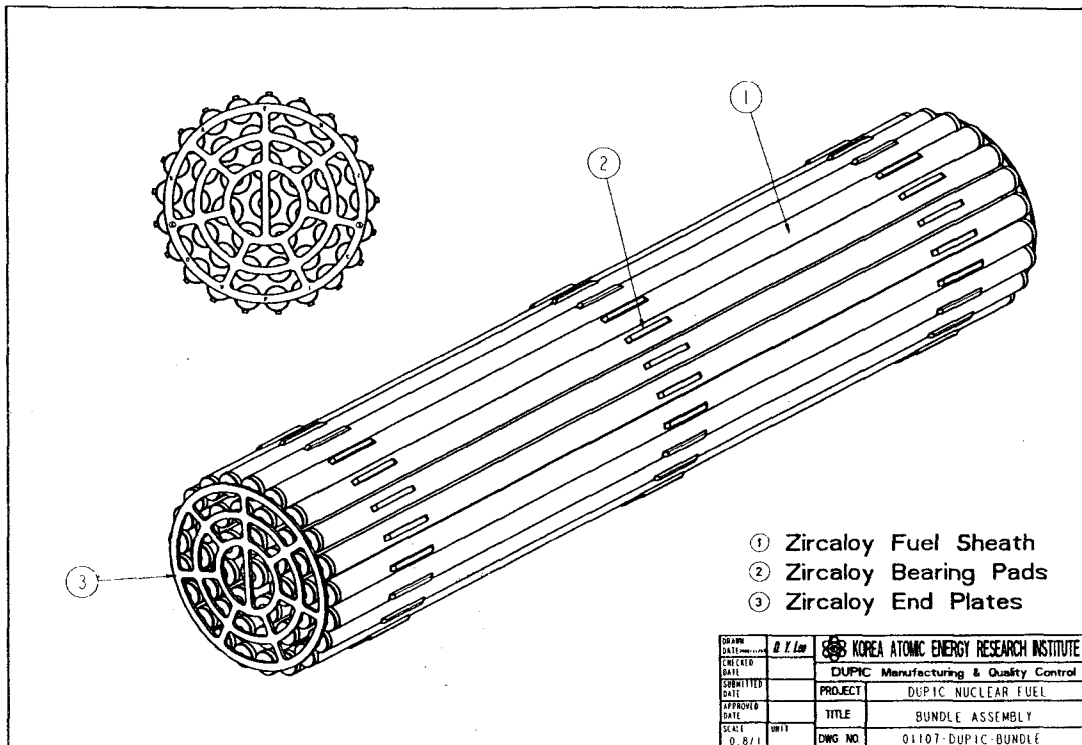


Figure 2.2-1 A tentative DUPIC fuel bundle model

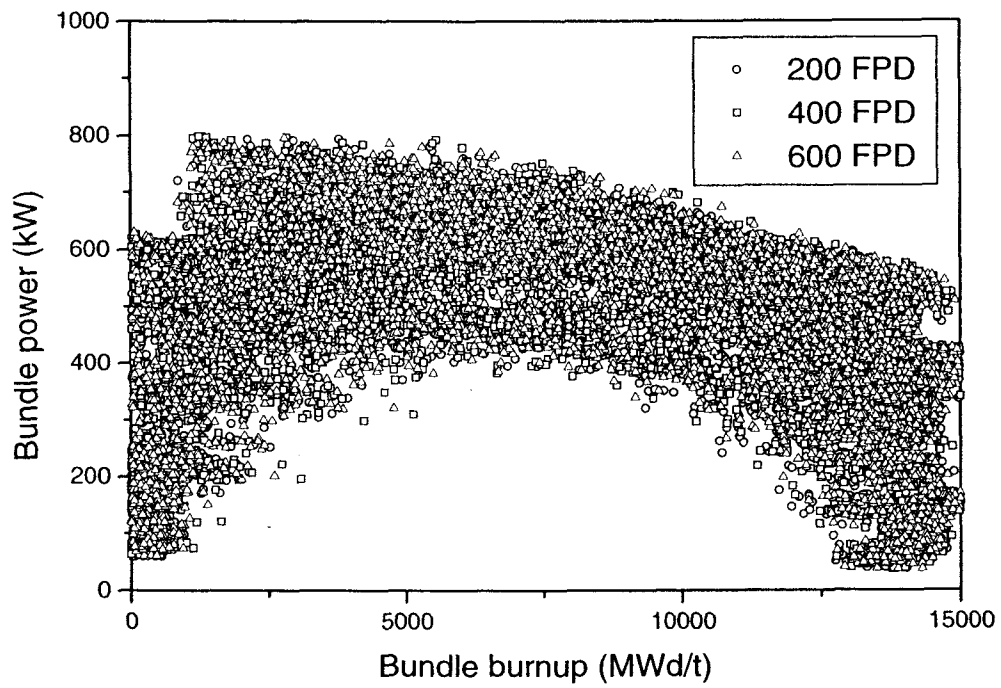


Figure 2.2-2 Bundle power distribution of the DUPIC fuel core

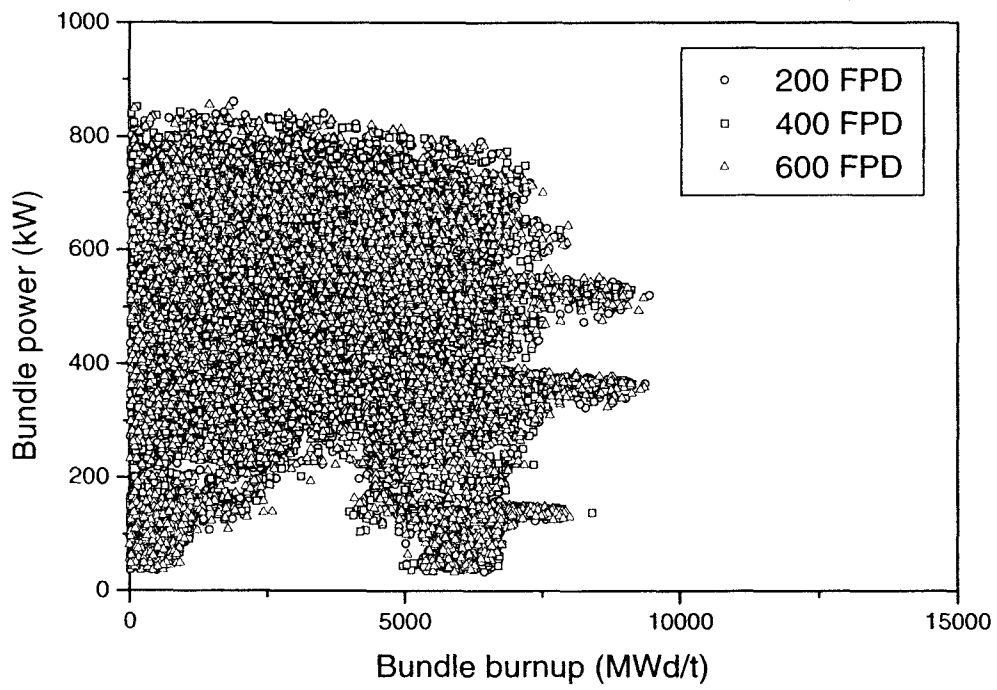


Figure 2.2-3 Bundle power distribution of the natural uranium core

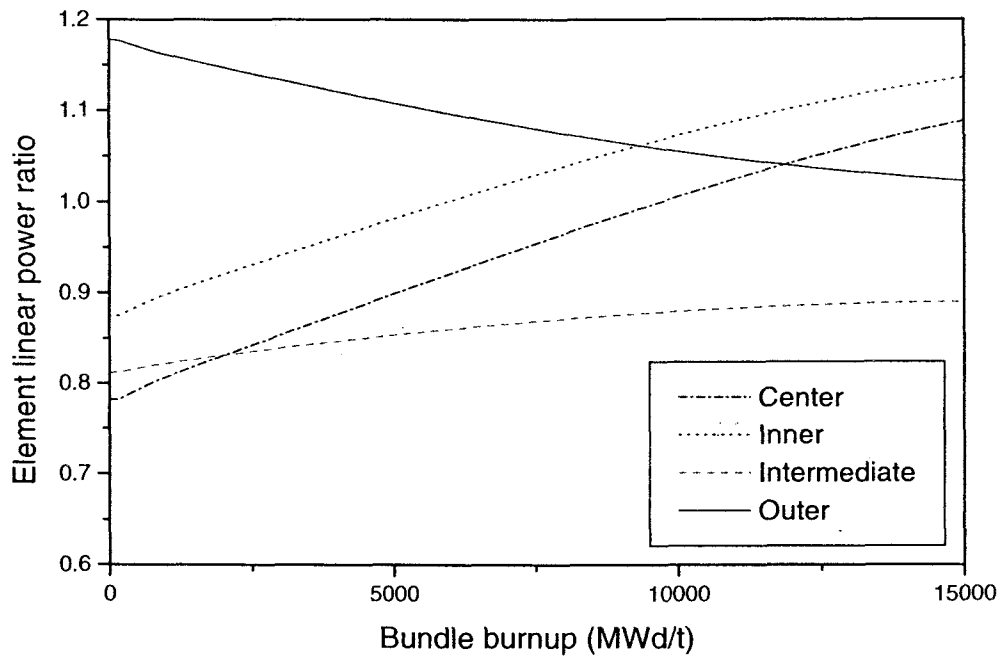


Figure 2.2-4 Element linear power ratio of the DUPIC fuel bundle

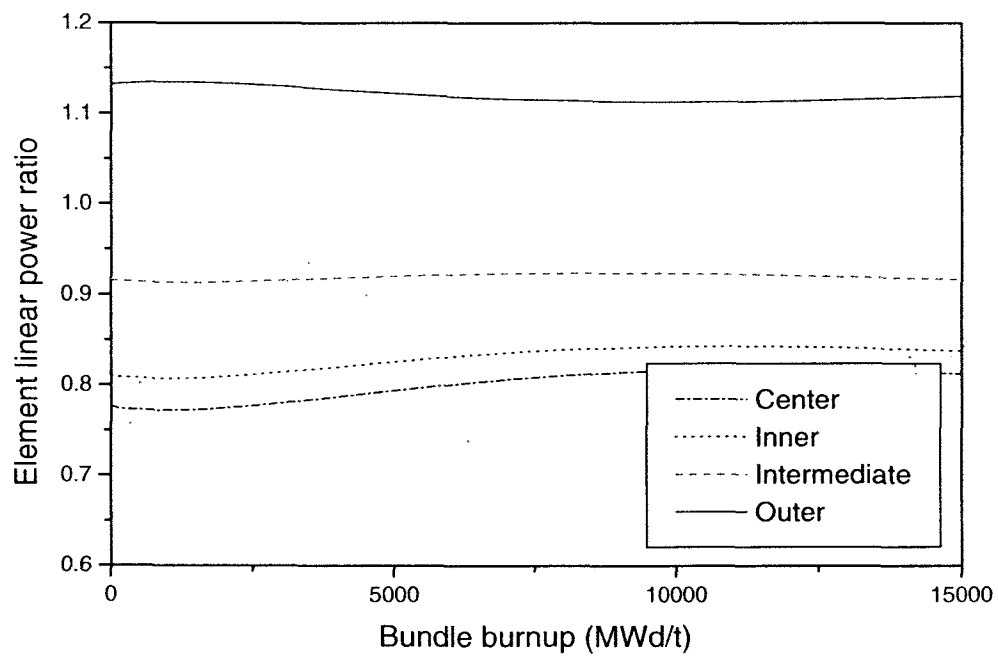


Figure 2.2-5 Element linear power ratio of the 37-element natural uranium fuel bundle

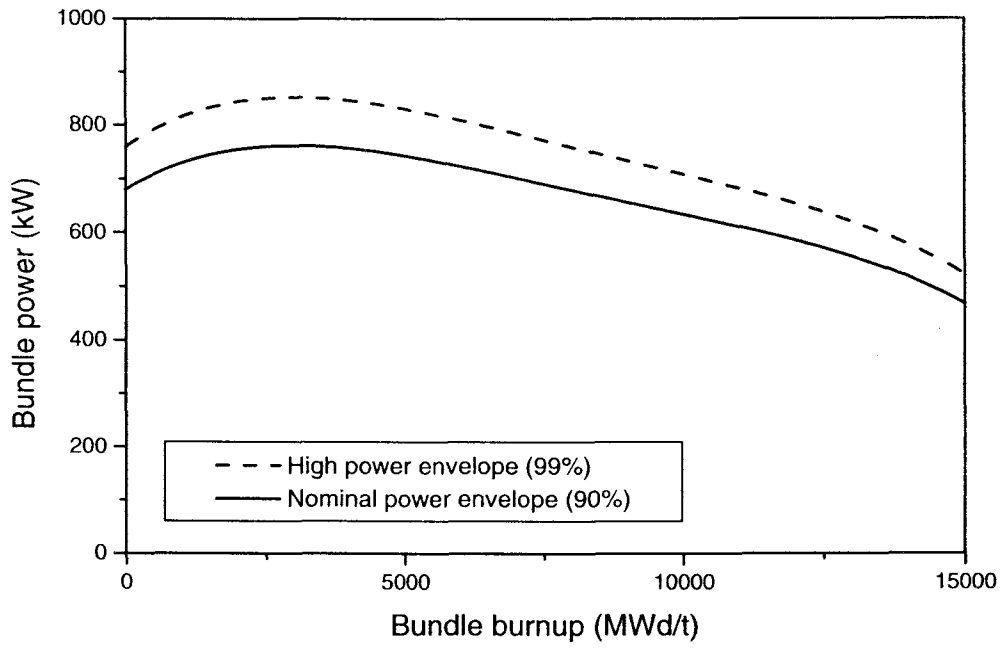


Figure 2.2-6 DUPIC fuel bundle design power envelope

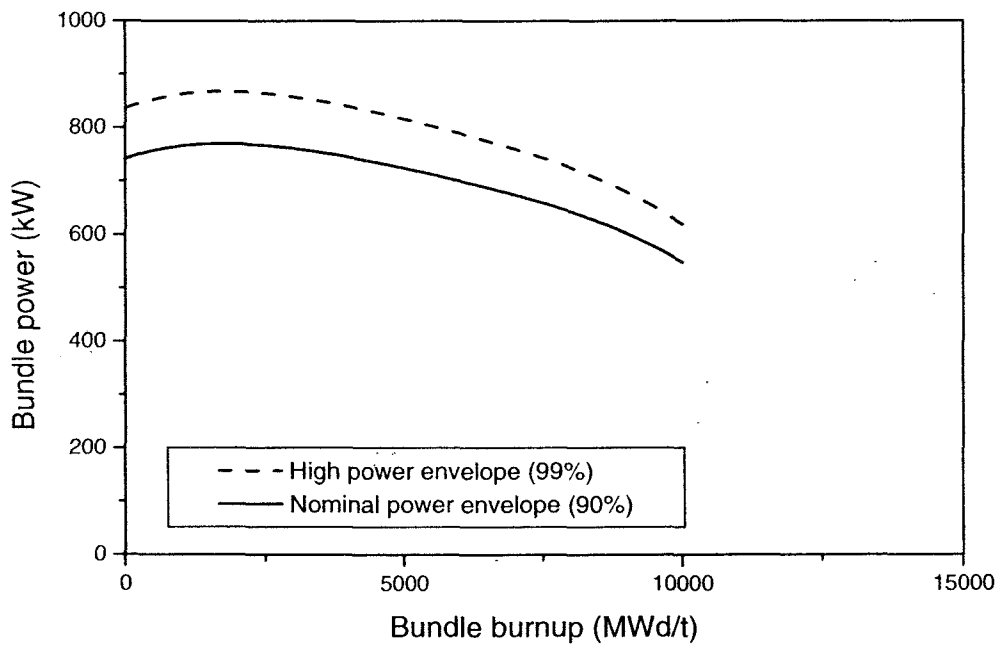


Figure 2.2-7 Natural uranium fuel bundle design power envelope

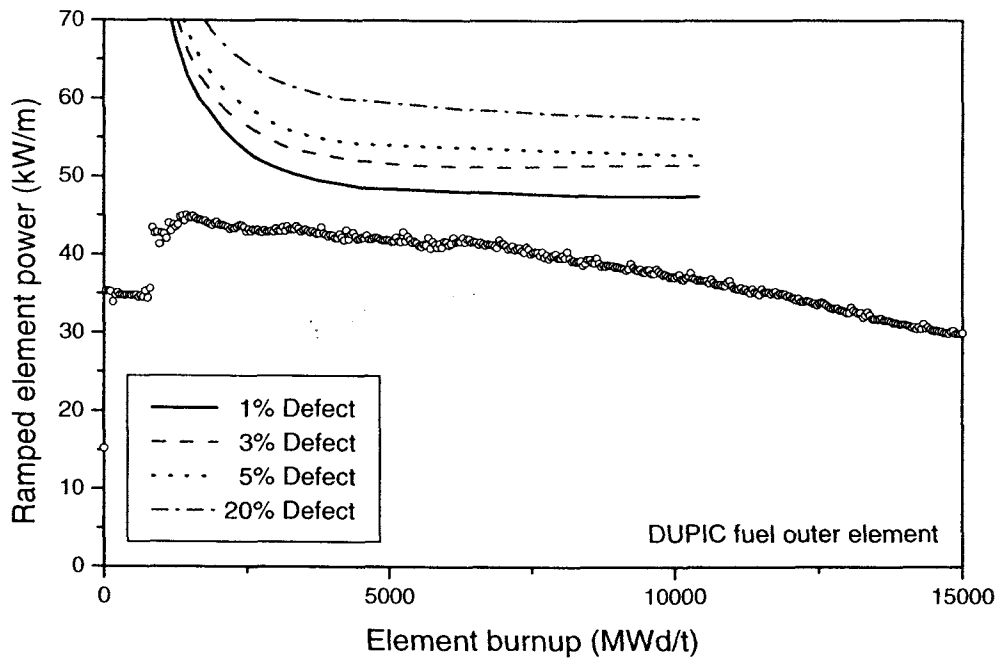


Figure 2.2-8 Ramped linear power of the DUPIC fuel outer element

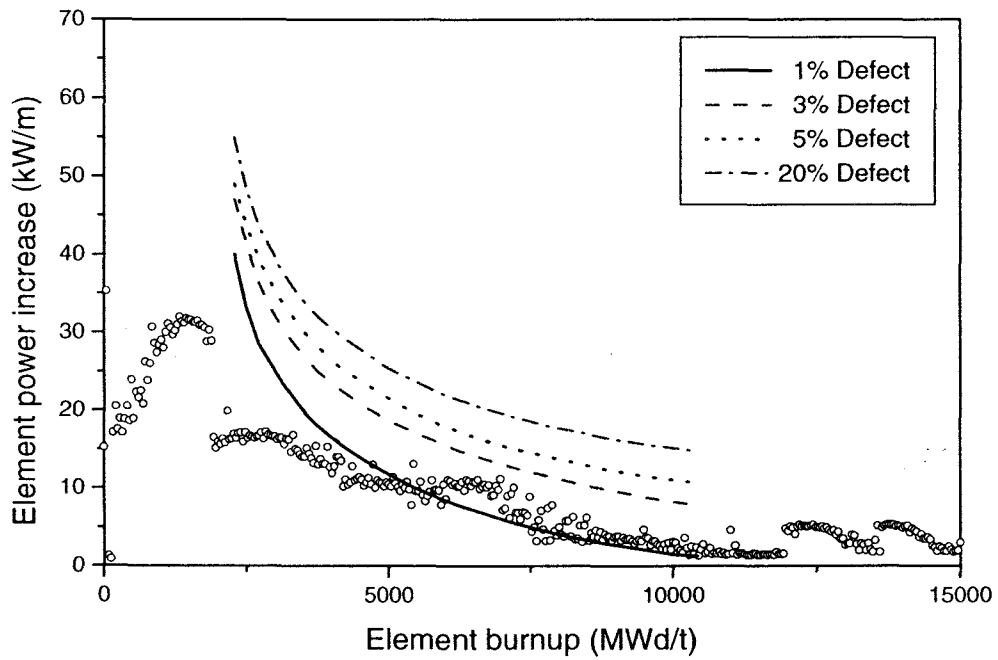


Figure 2.2-9 Linear power increase of the DUPIC fuel outer element

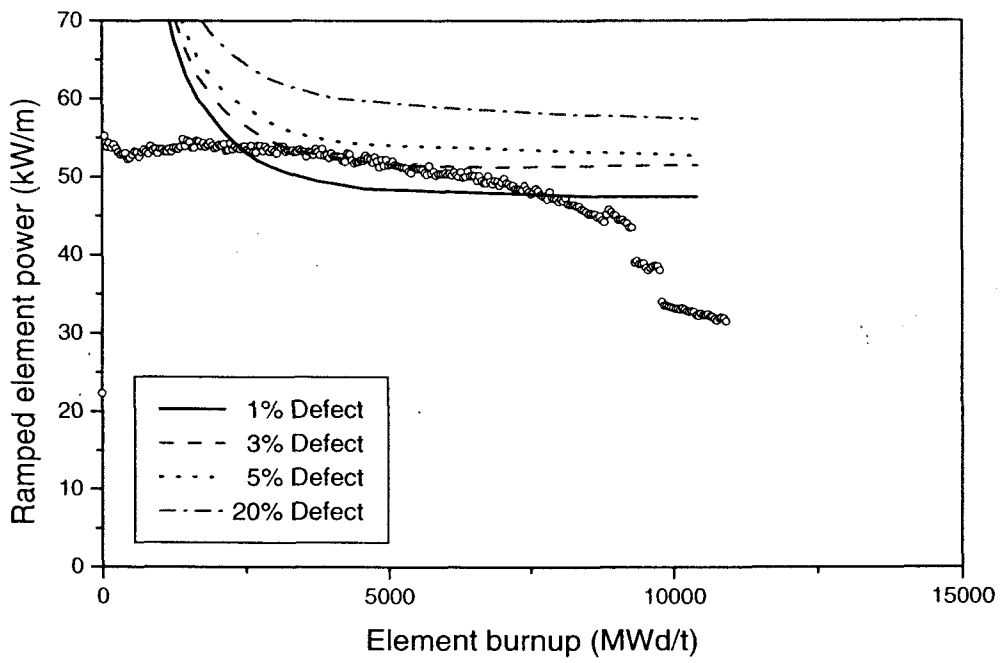


Figure 2.2-10 Ramped linear power of the standard fuel outer element

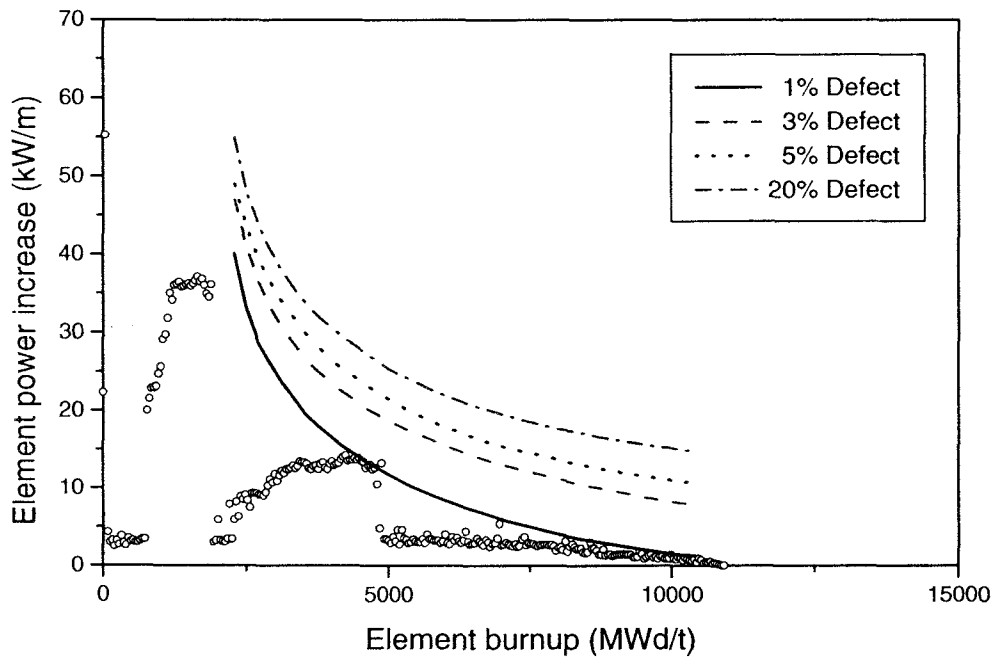


Figure 2.2-11 Linear power increase of the standard fuel outer element

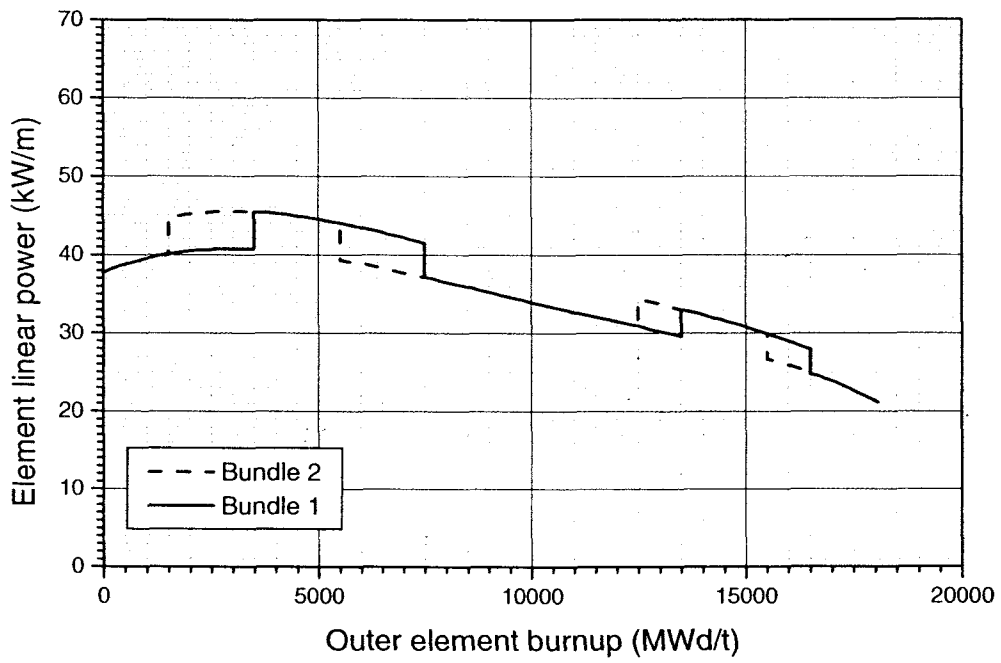


Figure 2.2-12 DUPIC fuel outer element power history model

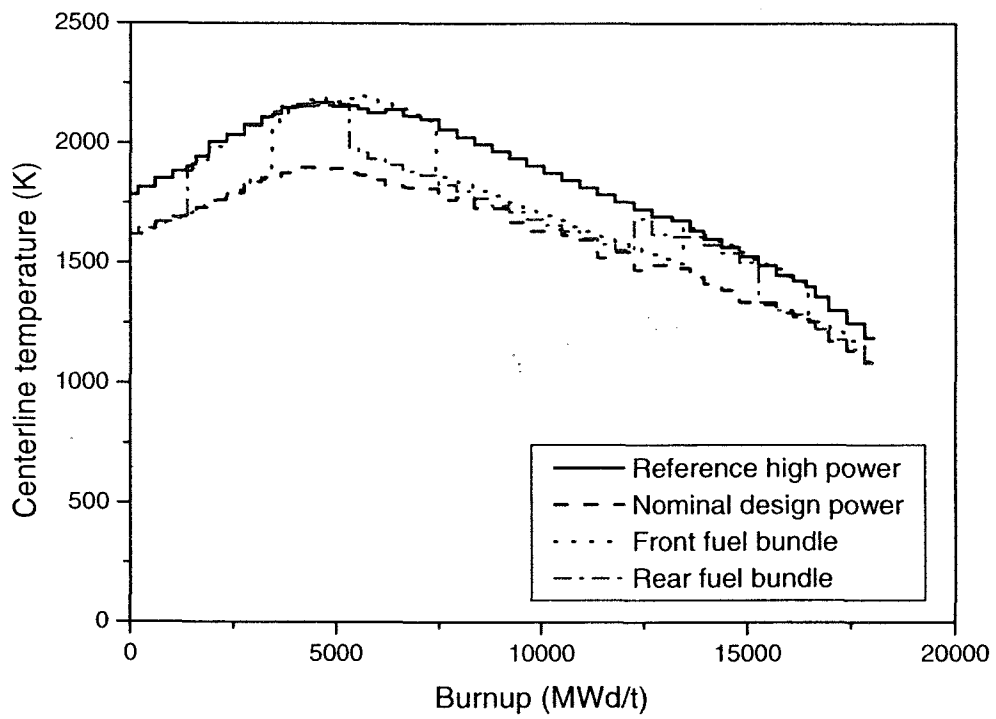


Figure 2.2-13 DUPIC fuel centerline temperature

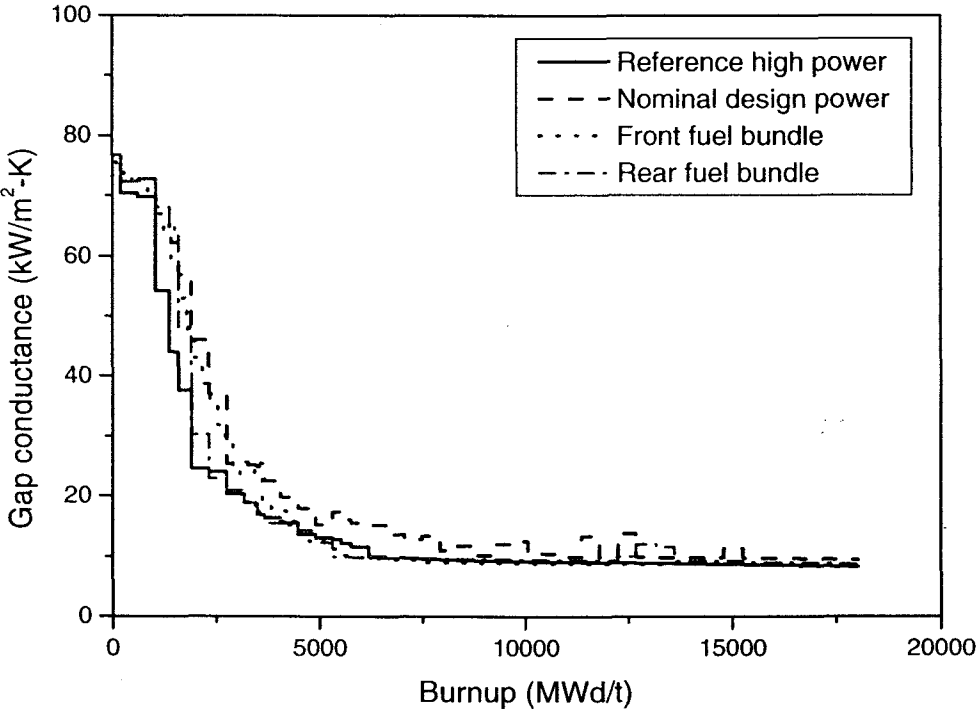


Figure 2.2-14 DUPIC fuel heat transfer coefficient

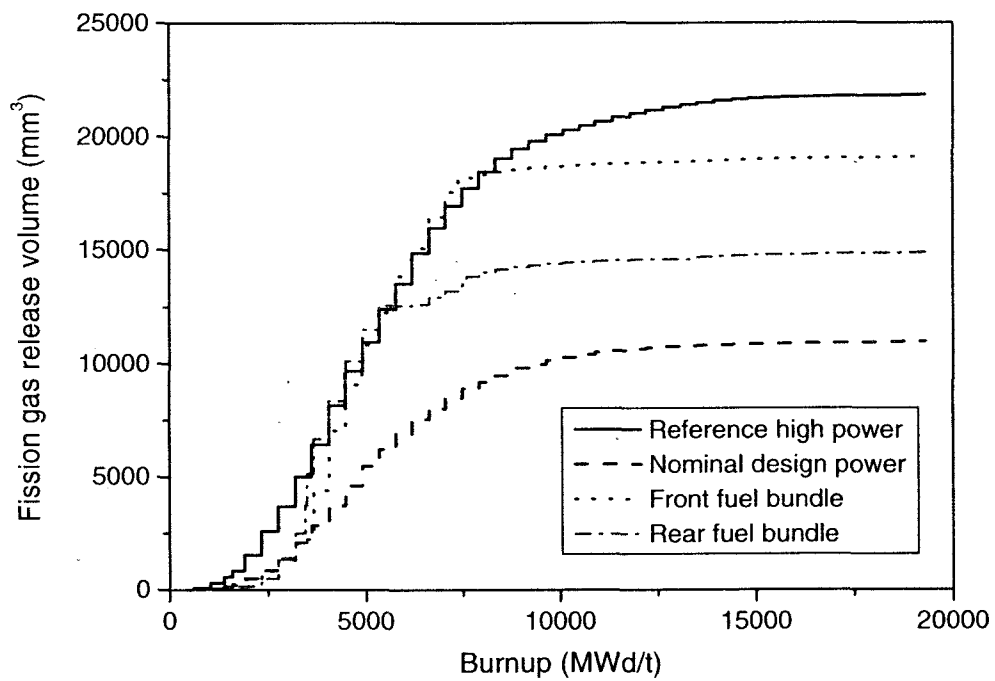


Figure 2.2-15 DUPIC fuel fission gas release volume

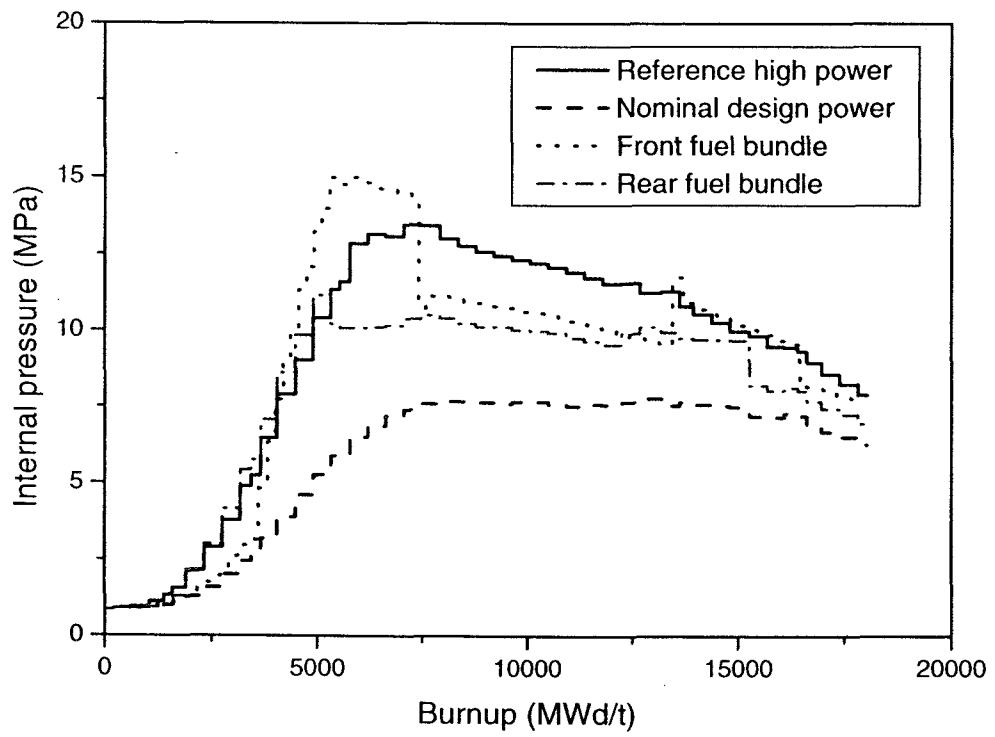


Figure 2.2-16 DUPIC fuel internal pressure

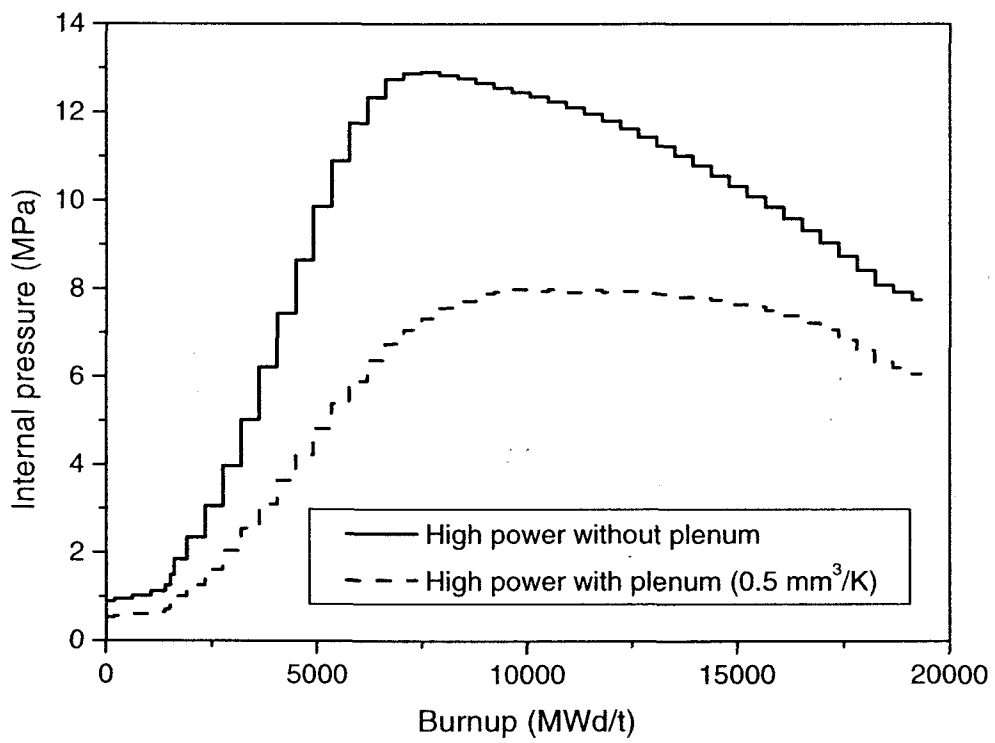


Figure 2.2-17 Comparison of DUPIC fuel internal pressure

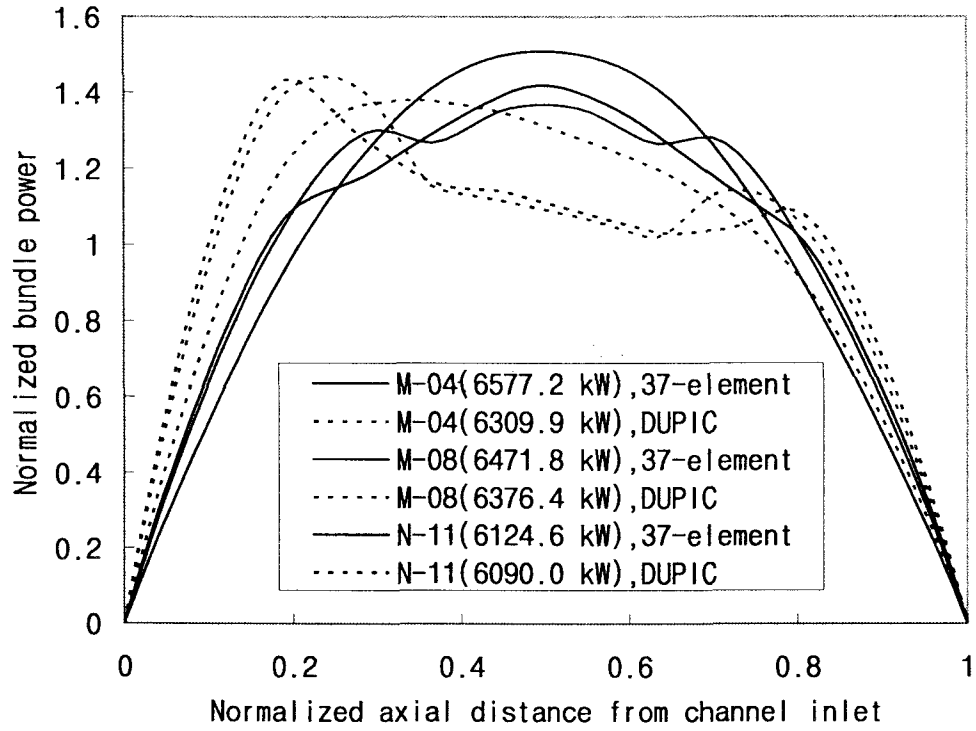


Figure 2.2-18 Axial power distribution of M-4, M-8, and N-11 channel

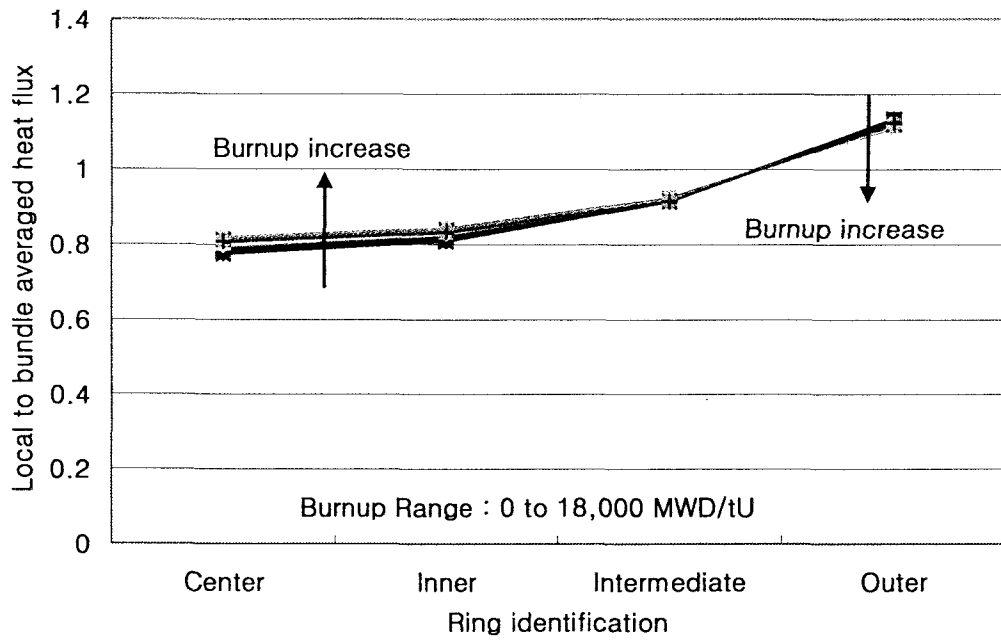


Figure 2.2-19 Radial power distribution of the 37-element fuel bundle

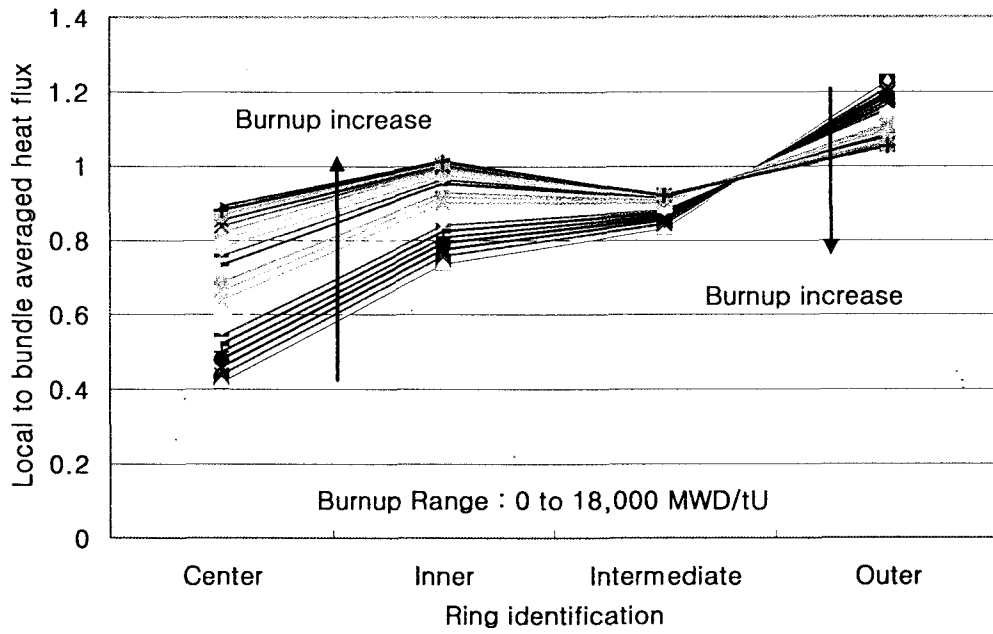


Figure 2.2-20 Radial power distribution of the DUPIC fuel bundle

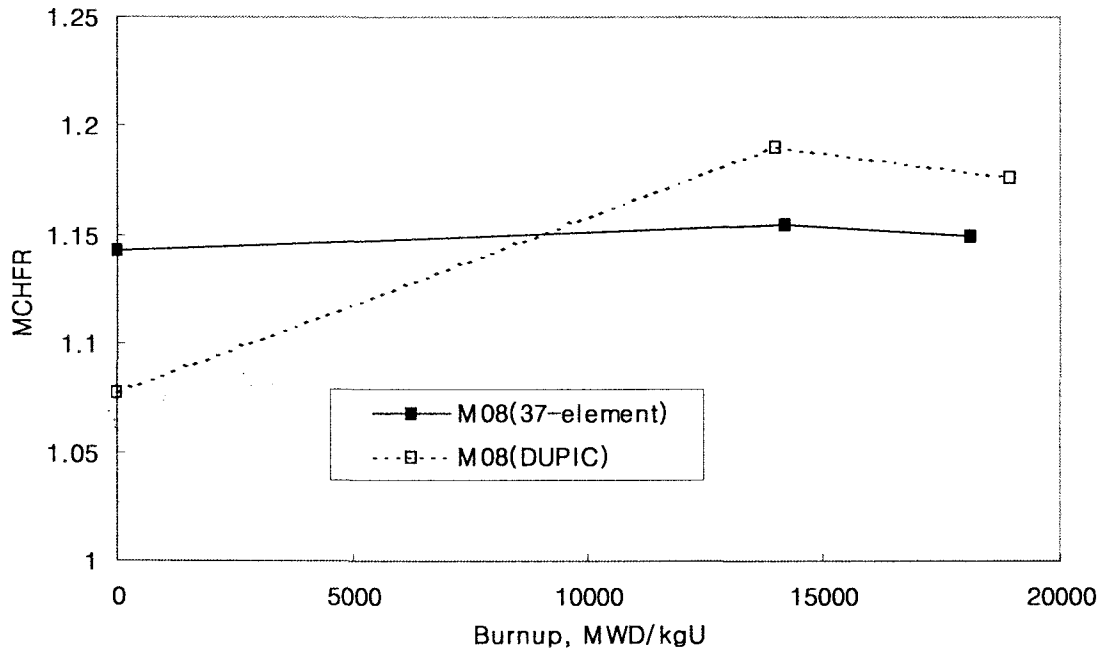


Figure 2.2-21 Comparison of the minimum critical heat flux ratio for CASE I

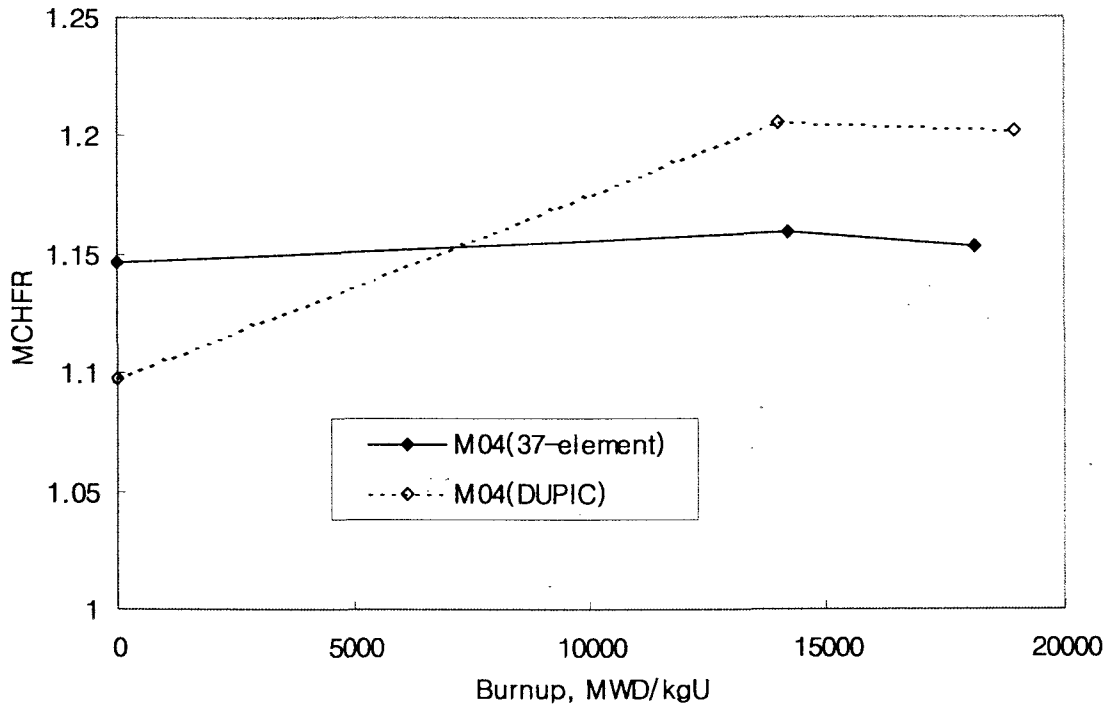


Figure 2.2-22 Comparison of the minimum critical heat flux ratio for CASE II

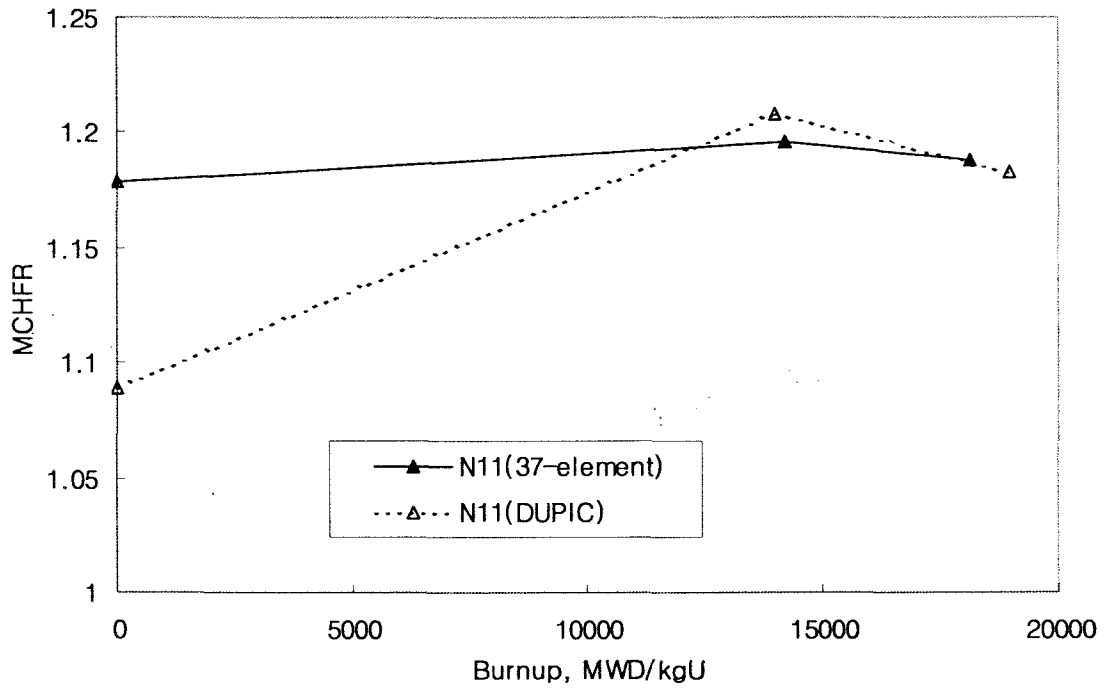


Figure 2.2-23 Comparison of the minimum critical heat flux ratio for CASE III

2.3 참고문헌

1. M.S. YANG et al., "Characteristics of DUPIC Fuel Fabrication Technology," International symposium on nuclear fuel cycle and reactor strategies, Vienna, June 2-6, 1997.
2. 배기광 외, "모의 DUPIC 핵연료 조사시험 계획서," KAERI/TR-1428/99, 한국원자력연구소, 1999.
3. 송기찬 외, "DUPIC 핵연료 조사시험 계획서," KAERI/TR-1545/2000, 한국원자력연구소, 2000.
4. 송기찬 외, "제 3차 DUPIC 핵연료 조사시험 계획서," KAERI/TR-1830/2001, 한국원자력연구소, 2001.
5. 송기찬 외, "제 4차 건식 재가공 핵연료 조사시험 계획서," KAERI/TR-2201/2002, 한국원자력연구소, 2002.
6. J.F. BRIESMEISTER, ed., "MCNP- A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 4B," LA-12625-M, Los Alamos National Laboratory, 1997.
7. M. SUZUKI, "Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-V (Ver. 1)," JAERI-Data/Code 2000-030, 2000.
8. J.S. LEE, K.C. SONG, M.S. YANG, K.S. CHUN, B.W. RHEE, J.S. HONG, H.S. PARK, C.S. RIM and H. KEIL, "Research and Development Program of KAERI for DUPIC (Direct Use of Spent PWR Fuel in CANDU Reactors)," Proc. International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options, GLOBAL'93, Seattle, 1993.
9. H. CHOI, B.W. RHEE and H.S. PARK, "Physics Study on Direct Use of Spent PWR Fuel in CANDU (DUPIC)," *Nucl. Sci. Eng.*: **126**, p.80, 1997.
10. M.S. YANG, Y.W. LEE, K.K. BAE and S.H. NA, "Conceptual Study on the DUPIC Fuel Manufacturing Technology," Proc. International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options, GLOBAL'93, Seattle, 1993.

11. A.D. LANE, J. GRIFFITHS and I.J. HASTINGS, "The Role of the New CANFLEX Fuel Bundle in Advanced Fuel Cycles for CANDU Reactors," Canadian Nuclear Society 10th Annual Conference, 1989.
12. W.W.R. INCH, P.D. THOMPSON and H.C. SUK, "Introduction of the New Fuel Bundle "CANFLEX" into an Existing CANDU Reactor," Proc. of 12th Pacific Basin Nuclear Conference, PBNC2000, Seoul, Korea, Oct.29-Nov.2, 2002.
13. I.E. OLDAKER, "Fuel Design Manual for CANDU-6 Reactors," DM-XX-37000-001, Atomic Energy of Canada Limited, 1989.
14. H.B. CHOI, J.W. CHOI and M.S. YANG, "Composition Adjustment on Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU," *Nucl. Sci. Eng.*: **131**, pp.62-77, Jan. 1999.
15. H. CHOI, B.W. RHEE and H. PARK, "Burnable Dysprosium for Low Void Reactivity Fuel," Proc. American Nuclear Society Topical Meeting - Advances in Nuclear Fuel Management II, Myrtle Beach, March 23-26, 1997.
16. M. TAYAL, "ELESTRES Code Description," AECL-9331, Atomic Energy of Canada Limited, 1987.
17. H. KLEYKAMP, "The Chemical State of the Fission Products in Oxide Fuels," *J. Nuclear Material*, **131**, pp.221-246, 1985.
18. T. MUROMURA et al., "Metallic Phases Precipitated in UO₂ Fuel - I," *J. Nuclear Material*, **151**, pp.318-326, 1988.
19. T. ADACHI et al., "Metallic Phases Precipitated in UO₂ Fuel - II," *J. Nuclear Material*, **160**, pp.81-87, 1988.
20. P.G. LUCUTA, B.J. PALMER, H.J. MATZKE and D.S. HARTWIG, "Preparation and characterization of SIMFUEL: Simulated CANDU high-burnup nuclear fuel," Proc. Second International Conference CANDU Fuel, Ed. I.J. Hasting, Canadian Nuclear Society, Toronto, AECL-10117, 1989.
21. K. UNE and M. OGUMA, "Oxygen Potentials of UO₂ Fuel Simulating High," *J. Nucl. Sci. Tech.*, **20**, p.844, 1983.

22. K. NAITO, T. TSUJI, T. MATSUI and A. DATE, "Chemical state, phase and vapor pressures of fission-produce noble metals in oxide fuel," *J. Nucl. Material*, **154**, pp.3-13, 1988.
23. M. UGAJIN, T. SHIRATORI and K. SHIBA, "Chemical form of the solid fission products in (Th,U)O₂ simulating high burnup," *J. Nucl. Material*, **84**, p.26, 1979.
24. M. UGAJIN and K. SHIBA, "The Chemical State of Burnup-Simulated (Th,U)O₂ at High Oxygen Potential," *J. Nucl. Material*, **91**, p.227, 1980.
25. R.A. VERRAL, I.J. HASTINGS, P.G. LUCUTA, HJ. MATZKE and B.J. PALMER, "Preparation and applications of simulated high-burnup fuel," Proc. 11th Annual Conference of the CNA, Toronto, June 3-8, 1990.
26. P.G. LUCUTA, R.A. VERRAL, HJ. MATZKE and B.J. PALMER, "Microstructural features of SIMFUEL - Simulated high-burnup UO₂-based nuclear fuel," *J. Nuclear Material*, **178**, p.48, 1991.
27. T. OGAWA, R.A. VERRAL, M.D. SCHREITER and M.O. WESTCOTT, "Dose effect on release of ion-implanted noble gases from oxide fuel," Proc. International Conference on CANDU Fuel, pp.543-557, Chalk River, Oct. 6-8, 1986.
28. R.A. VERRALL, HJ. MATZKE, T. OGAWA and B.J. PALMER, "Iodine release and bubble formation in oxide fuels," Proc. of International Conference on CANDU Fuel, pp.558-572, Chalk River, Oct. 6-8, 1986.
29. HJ. MATZKE, I.L.F. RAY and R.A. VERRALL, "Diffusion and Behaviour of Iodine and Rubidium in UO₂ and ThO₂," IWGFOT/27, pp.183-196, IAEA, 1987.
30. P.G. LUCUTA, R.A. VERRALL, HJ. MATZKE and I.J. HASTINGS, "Thermal conductivity and gas release from SIMFUEL: fission gas release and fuel rod chemistry related to extended burnup," Proc. of a Committee Mtg., Pembroke, Ontario, Canada, 1992.
31. P.G. LUCUTA, HJ. MATZKE and R.A. VERRALL, "Thermal conductivity of hyperstoichiometric SIMFUEL," *J. Nuclear Material*, **223**, p.51, 1995.
32. J.H. HARDING and D.G. MARTIN, "A Recommendation for the Thermal

- Conductivity of UO_2 ", *J. Nuclear Material*, **166**, pp.223-226, 1989.
33. D.A. JENKINS and B. ROUBEN, "Reactor Fuelling Simulation Program - RFSP: User's Manual for Microcomputer Version," TTR-321, Atomic Energy of Canada Limited, 1993.
 34. E.K. ZARIFFEH, G.M. WADDINGTON, N. HAMMOUDA, L.N. CARLUCCI, V.C. FRISINA, J.C. KITELEY, D.S. ROWE and P. PFEIFFER, "ASSERT-PV V2R8 Users Manual," FFC-FCT-133, COG-97-460, Atomic Energy of Canada Limited, 1998.
 35. C.W. STEWART et al., "COBRA-IV-i, An Interim Version of COBRA for Thermal-hydraulic Analysis for Rod Bundle Nuclear Fuel Elements and Cores," March 1976.
 36. D.C. GROENEVELD, S.C. CHENG, T. DOAN, "AECL-UO Critical Heat Flux Lookup Table," *Heat Transfer Engineering*, Vol.7, No.1-2, pp.46-62, 1986.
 37. J.H. PARK, C.J. JEONG and M.S. YANG, "Radial Power Profile Effect of DUPIC bundle on Critical Heat Flux," Proc. of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Gwangju, Korea, May 23-24, 2002.
 38. H. CHOI et al., "Physics study on Direct Use of Spent PWR Fuel in CANDU (DUPIC)," *Nucl. Sci. Eng.*: **126**, p.80, 1997

BLANK

제 3 장. 핵연료 안전특성 해석

BLANK

3. 핵연료 안전특성 해석

듀픽 핵연료의 안전특성을 평가하기 위하여 다음과 같은 항목을 선정하여 해석을 수행하였다.

- 제 2 정지계통 액상 독물질 주입계통 검증 해석
- 핵연료 온도 계산 모형 개발
- 건식핵연료 장전 노심 방사선 선원항 계산
- 대형 냉각재 상실 사고

3.1 제 2 정지계통 액상 독물질 주입모델 개발 및 검증해석

중수로 제 2 정지계통은 액체 독 물질을 원자로 감속재 내로 주입시켜 원자로를 급속 정지시키는 방법으로 캐나다 원자력공사에서 개발되어, 국내 월성 1, 2, 3 및 4호기에 설치되어 있다. 제 2 정지계통은 사고 시 원자로 트립신호가 발생되면 중성자 흡수 물질인 질산 가돌리늄 용액을 고압의 헬륨 가스를 이용하여 고속 제트 형태로 짧은 시간 내에 원자로 용기로 주입하도록 설계되었다. 독 물질 주입 시 발생하는 고속 제트에 의해 유동장이 형성되고 확산과 대류에 의한 물질 전달이 발생한다.

듀픽 핵연료나 저농축 우라늄핵연료가 장전된 원자로의 경우, 사고 발생 시 현재의 정지계통으로 원자로에 충분한 부 반응도를 주어서 원자로를 안전하게 급속 정지시켜야 하는 정지계통 성능요건을 여전히 만족시킬 수 있는지 확인할 필요가 있다. 이러한 해석을 위해 필요한 액상 독물질에 의한 열중성자 흡수효과를 나타내는 증분단면적 표를 생성하기 위하여 필요한 과도 독물질 농도분포를 생산하고자 본 연구가 수행되었으며, 상기 증분단면적을 생산하는 일련의 해석코드들은 현재까지 기술이전이 되지 않은 부분이다. 본 연구에서는 이를 위하여 독 물질 주입계통에서 고압에 의해 노즐 주입공을 통해 주입되는 독물질 제트에 의한 과도 상태 독물질 농도장 분포에 관한 해석을 위해 개발된 모델을 기술하였으며, 중수로의 제 2 정지계통 설계대로 제작한 독물질 주입 및 이로 인해 생성된 제트의 성장을 측정할 실험결과에 대해 검증계산을 수행하였다.

3.1.1 ALITRIG 독물질 제트 성장 모델

제 2 정지계통은 그림 3.1-1과 같이 고압 헬륨 탱크, 독 물질 탱크, 주입 노즐, 원자로 용기로 이루어져 있다. 캐나다 원자력공사에서 개발한 ALITRIG [1] 코드를 사용하여 수행한 본 해석은 주입 계통의 고압 헬륨 탱크에서 원자로 용기까지를 계산 영역으로 정하여 노즐 관 안의 압력 변화, 노즐 관 길이를 따라 설치된 주입공을 통해 주입되는 독물질의 주입 유량과, 질산 가돌리늄 용액이 노즐관의 주입공에 도달하는 시간 등을 살펴보기 위한 것이다.

지배방정식

액상 주입계통의 독 물질 주입 해석을 위해 질량 방정식, 연속 방정식, 에너지 방정식, 운동량 방정식을 쓴다. 독 물질은 비압축성이며 열전달이 없는 유체로 가정하였다.

$$\text{Mass equation: } \frac{dM_j}{dt} = W_j \quad j = 1, 2, \dots, N$$

$$\text{Continuity equation: } \frac{dV_j}{dt} = Q_j$$

$$\text{Energy equation: } \frac{dE_j}{dt} = h_H W_j - P_j Q_j$$

$$\text{Momentum equation: } \frac{dQ_j}{dt} = B_j(P_j - P_{nj}) - C_j Q_j^2$$

여기서 $Q_j = v_j A_j$, B_j 와 C_j 는 각 라인의 유체로 채워진 파이프 부분에 대해 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$B_j = 1 / \left[\sum_{i=1}^n \rho_i \frac{L_i}{A_i} \right]_j$$

$$C_j = \frac{1}{2} B_j \left[\sum_{i=1}^n \frac{\rho_i}{A_i^2} \left(1 - \frac{A_i^2}{A_{i-1}^2} + K_i + \frac{f_i L_i}{D_i} \right) \right]_j$$

여러(n) 개의 파이프 부분에 관한 전체 압력강하는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$P_i^- - P_i^+ = \frac{1}{2} \left(1 - \frac{A_i^2}{A_{i-1}^2} + K_i \right) \rho_i v_i |v_i| \quad i = 2, 3, \dots, n$$

이 식에서 f 는 Darcy 마찰계수이다.

이 모델은 관성, 파이프 마찰력, 구부러진 부분의 손실, 유체 면적 변화에 의한 회복 불가능한 손실 등 수력 저항의 세밀한 계산을 포함한다. 유체가 주입 노즐의 첫 번째 주입공에서 역류할 때까지 각 주입 라인의 감속하는 독 물질 주입도 모사한다.

ALTRIG의 독 물질 제트 성장모델

제 2 정지계통이 작동되기 시작하면, 고압가스에 의해 탱크 속의 독 물질이 주입 라인 및 주입노즐을 통해 감속재 탱크로 주입된다. 이때 독 물질 탱크와 주입노즐 사이에 이미 차있던 감속재가 먼저 빠져나간 후 독 물질이 주입되는데, 독 물질이 주입 노즐에 도달했을 때 감속재 제트는 이미 정상 유동 패턴을 유지할 것으로 예상되어 그렇게 가정한다. 제트 유동이 정상 상태라면, 자유제트 형태의 독 물질 성장을 평가할 수 있을 것이다.

단일 주입구로부터 빠져나가는 제트를 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\left(\frac{V_{CL}}{v_0} \right) = \frac{C_1 d}{x}$$

이 식에서 V_{CL} 은 제트 중심선에서의 축 방향으로의 제트 유동속도이며 v_0 는 주입 공에서의 제트 유출 속도, d 는 주입 공 반지름, x 는 자유제트의 중심선을 따라 전 중심선상 임의의 점의 축 방향 위치이다. V_{CL} 의 정의에 따라 위식을 적분하여 t 의 지수를 n 으로 일반화시키면 아래의 식을 얻는다.

$$x = k \sqrt{v_0 d} t^n$$

여기서 성장 상수 k 는 단일 선대칭 제트에 관한 값이며, 칼란드리아 튜브와 주입 공 간격에 영향을 받는 관련 인자이다. k 의 값은 칼란드리아 튜브 피치(p)와 주입 노즐의 주입구 간격(s)이 무한대로 접근할 때 k_∞ 로 접근하여야 한다. 그리고 여러 값의 칼란드리아 튜브 피치와 주입 노즐의 주입구 간격에 대한 제트실험 자료와 잘 맞는 k 값을 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있었다.

$$k = k_\infty f_1 \left(\frac{p-D}{D} \right) f_2 \left(\frac{Bs}{d} \right)$$

$$n = 0.5 f_3\left(\frac{-s}{d}\right) f_4\left(\frac{p-D}{D}, \frac{-s}{d}\right)$$

$$C_T = C v_0^a$$

이 식에서 k_∞ 는 노즐 주입공 간의 간격이 무한대이고, 칼란드리아 튜브가 존재하지 않는 경우에 대한 k 값이다. 또한 C_T 는 칼란드리아 튜브의 영향으로 인한 제트 성장 억제효과를 나타내는 튜브 감쇄상수이며 B 는 주입공 간격 감쇄상수이다. 이 모델에 사용한 상관계수 B, A, N_1, N_2, C, a 값 들은 고유 중수로 설계특성을 감안한 제 2 정지계통 실험장치에서 수행된 여러 가지 독물질 제트실험 결과를 잘 예측하도록 찾은 값들이다. 이와 같은 단일 선대칭 제트의 기본 모델에 근거한 경험적 제트성장 모델과는 달리 본 연구에서는 상기 ALTRIG 코드에서 계산한 주입공을 통한 독물질 주입률을 경계조건으로 하여 감속재 공간에 주입되는 3차원 독극물 제트의 유동장 및 농도장을 3차원 CFD 코드 CFX-4.3[2]을 이용하여 해석하는 모델을 개발하였다.

CFX-4를 이용한 CFD 모델의 지배 방정식은 다음과 같다. 유동장 해석을 위해서 연속 방정식과 운동 방정식을 풀고, 물질 전달 현상을 해석하기 위하여 물질전달 방정식을 푼다. 그리고 난류 해석을 위해 $k-\epsilon$ 모델을 사용하였다.

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U) = 0$$

$$\frac{\partial \rho U}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \otimes U) - \nabla \cdot (\mu_{eff} \nabla U) = -\nabla p' + \nabla \cdot (\mu_{eff} (\nabla U)^T) + B.$$

$$\frac{\partial \rho Y_A}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U Y_A - (\rho D_{AB} + \frac{\mu_t}{\sigma_A}) \nabla Y_A) = 0$$

난류 점성 계수는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\mu_t = C_\mu \rho \frac{k^2}{\epsilon}$$

난류 에너지와 소산율에 관한 방정식은 다음과 같다.

$$\frac{\partial \rho k}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U k) - \nabla \cdot ((\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_k}) \nabla k) = P + G - \rho \epsilon$$

$$\frac{\partial \rho \epsilon}{\partial t} + \nabla \cdot (\rho U \epsilon) - \nabla \cdot ((\mu + \frac{\mu_t}{\sigma_\epsilon}) \nabla \epsilon) = C_1 \frac{\epsilon}{k} (P + C_3 \text{Max}(G, 0)) - \frac{\epsilon}{k} (C_2 \rho \epsilon)$$

여기서, k 는 난류 운동에너지, ε 는 난류 에너지 소실율이다. CFX-4에서 이 모델의 경험 상수 값은 $C_\mu=0.09$, $C_1=1.44$, $C_2=1.92$, $\sigma_k=1.0$, $\sigma_\varepsilon=1.217$ 이다.

3.1.2 생성항을 이용한 모델링

입구에서의 경계 조건을 생성항으로 처리함으로써 입구에서의 격자 생성에서 좀 더 자유로울 수 있다. 이러한 장점으로 생성항 처리 방법이 선택되었으며, 생성항 처리가 아닌 실제 조건하에서의 제트류와 유사한 경향을 보이는 것이 확인되었다.[3]

모델의 형상은 노즐관 및 주입공의 기하학적 배치의 대칭적 구조를 이용하여 계산 영역을 감속재 탱크 공간 중 칼라드리아 튜브 1 피치에 해당하는 노즐관 길이에 해당하는 영역의 1/4로 축소하였다. 이렇게 모사한 이유는 노즐 한 피치 내에 일렬로 설치된 4개의 주입공은 피치 중앙부에 몰려서 설치되어 있으며 주입공 간격에 비해 인접 피치의 주입공까지 간격이 훨씬 크므로 인접 피치간의 간섭 영향이 작다고 가정하여 한 피치씩 분리하여 계산하였다. 그리고 주입되는 질산가돌리늄 용액에 의한 제트 유동은 계산 영역에서 노즐이 위치한 곳 전방의 첫 번째 격자에서 생성항을 설치하여 주입을 모사하였다.

원자로에 설치된 독물질 주입 노즐은 6개이며, 각 노즐은 총 21 피치로 구성되며 한 피치 당 길이는 28.6 cm이다. 주입 노즐의 각 피치 당 설치된 주입공은 90° 각도로 4개의 주입공이 일렬로 설치되어 있어 노즐 1 피치 당 16개의 주입공이 있다. 본 연구에서는 제 2 정지계통이 작동되면, 독 물질 탱크와 주입 노즐 사이에 차있던 감속재가 먼저 주입되는 시간을 고려하였으며, 독 물질 탱크의 폴리에틸렌 공이 탱크 바닥으로 가라앉은 이후부터 제트의 유동이 더 이상 고압의 헬륨 가스에 영향을 받지 않는 시점을 고려하여 계산하였다. 노즐 한 피치 내에 일렬로 설치된 4개의 주입공을 통해 주입되는 유체의 주입 속도는 균일하다고 가정하였다. 노즐 한 피치에서 주입구는 노즐 가운데로 집중되어 있으며 주입구 간격에 비해 인접 피치의 주입구까지의 간격이 훨씬 크므로 인접 피치간의 영향이 작다고 가정하여 한 피치씩 계산하였다. 계산 영역은 그림 3.1-2와 같다.

3.1.3 액상 독물질 주입실험에 대한 검증해석

본 연구에서 개발된 3차원 독극물 제트의 유동장 및 농도장 해석용 CFD 모델의 성능을 평가, 검증하기 위하여 캐나다 원자력공사에서 수행된 중수로의 독 물질 주입계통의 실험을 평가하였다.[4] 실험에서는 액상 독물질 주입계통의 모의시설에서 수행된 것으로, 원자로 트립 신호에 의해 고압 헬륨탱크 하단의 밸브를 연 시각으로부터 원자로 내에 설치된 독물질 주입 노즐관의 노즐공을 통해 주입되는 고속 액상 독물질이 형성하는 고속제트의 성장과정을 고속 카메라를 통하여 측정하였다.

본 연구에서는 이 과정을 ALITRIG로 해석하여 노즐관의 특정 위치에 설치된 노즐공을 통해 주입되는 액상 독물질 양을 계산하였고, 이에 근거한 제트성장모델에 의거 성장율을 계산하였으며, 이와는 별도로 ALITRIG에서 계산된 독물질 주입율을 3차원 CFD코드인 CFX-4.3 모델에 경계조건으로 사용하여 그림 3.1-3과 같이 독물질 제트의 성장을 예측하였다. 상기 실험자료 및 이에 대한 ALITRIG 코드의 예측, 그리고 본 모델의 해석결과에 따르면 제트 머리(front)의 독물질 농도가 200 ppm에 해당된다고 가정할 때에 실험 결과를 가장 잘 예측하는 것으로 나타났으며, 그 결과는 그림 3.1-4에 비교되어 있다. 앞서 발표된 인도 바바 연구소의 실험 자료에[5] 대한 본 모델의 예측능력과 본 해석에서 보여준 예측능력을 평가해 볼 때 본 연구에서 개발된 3차원 CFD 제트해석 모델은 독물질 고속주입으로 인해 감속재 탱크 내에 형성되는 제트의 성장과 이로 인한 농도장 특성을 잘 기술한다고 말할 수 있다.

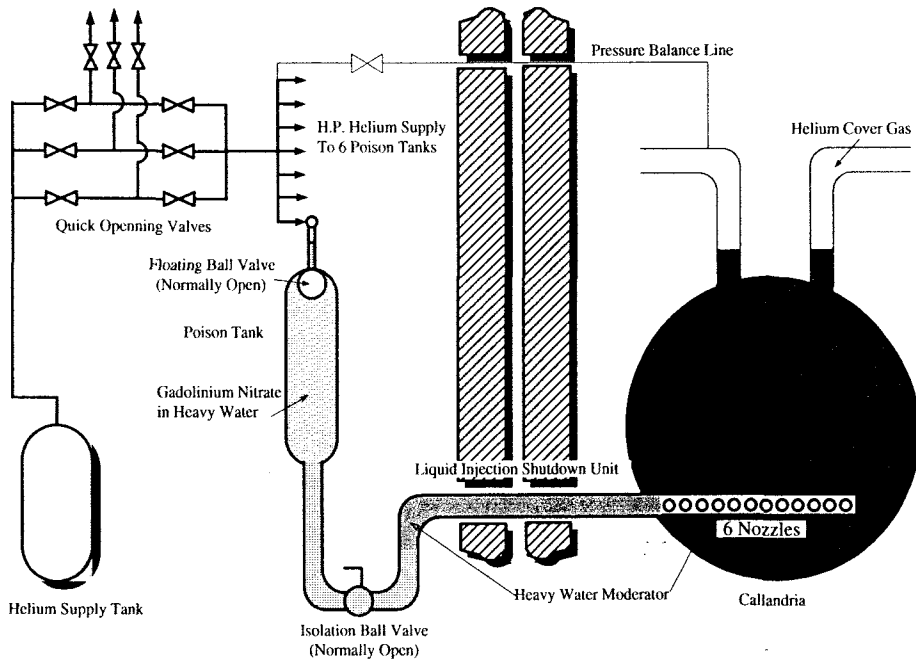


Figure 3.1-1 Schematic of the liquid poison injection system

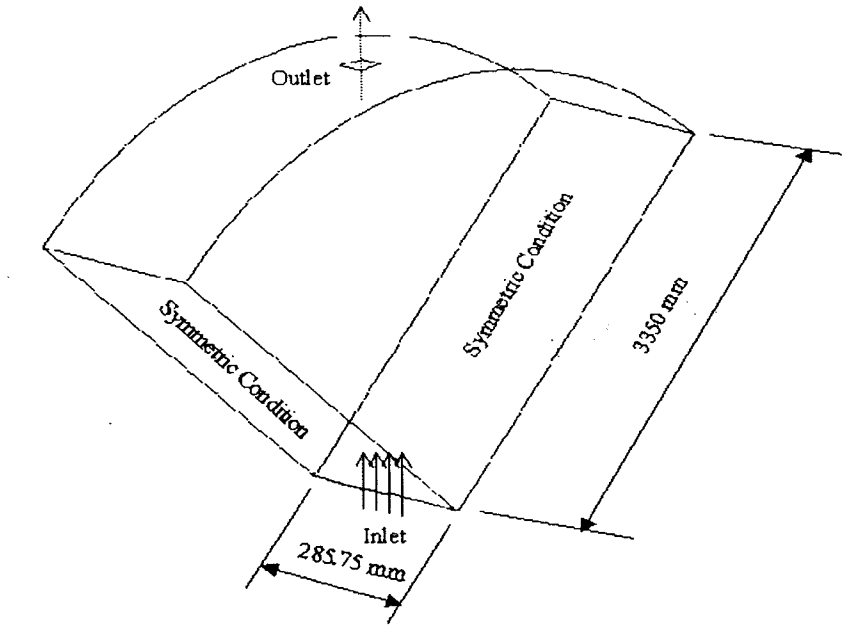


Figure 3.1-2 Segment of a calandria tank for 3-D jet simulation

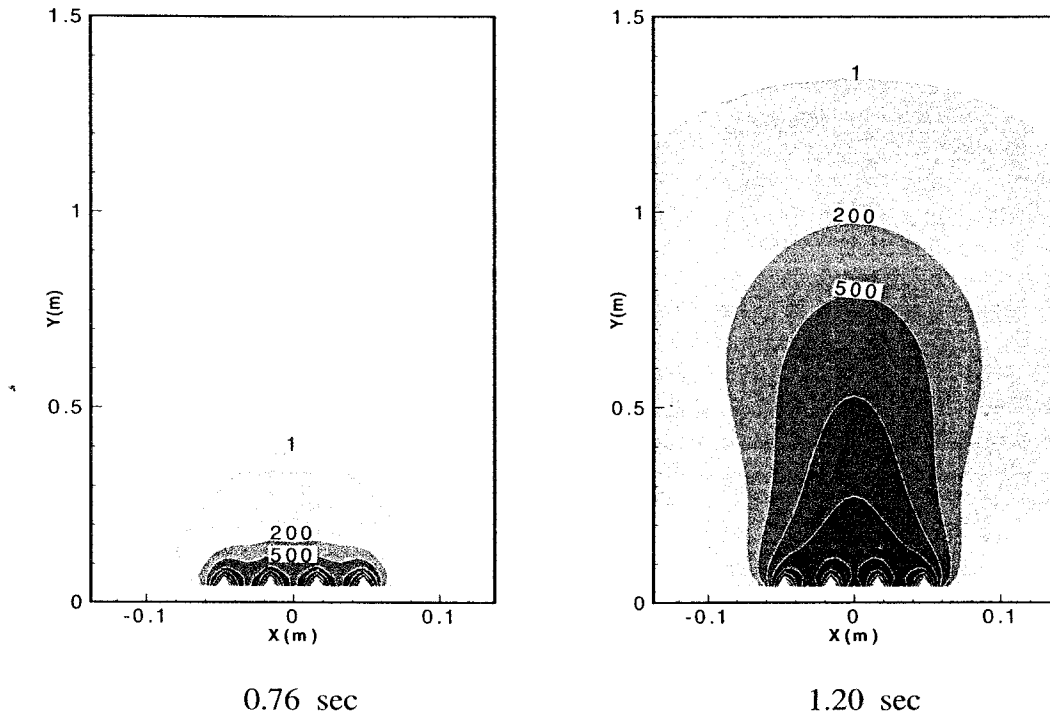


Figure 3.1-3 Concentration profile at 9th pitch of nozzle #1 (delay time: 0.7578 sec)

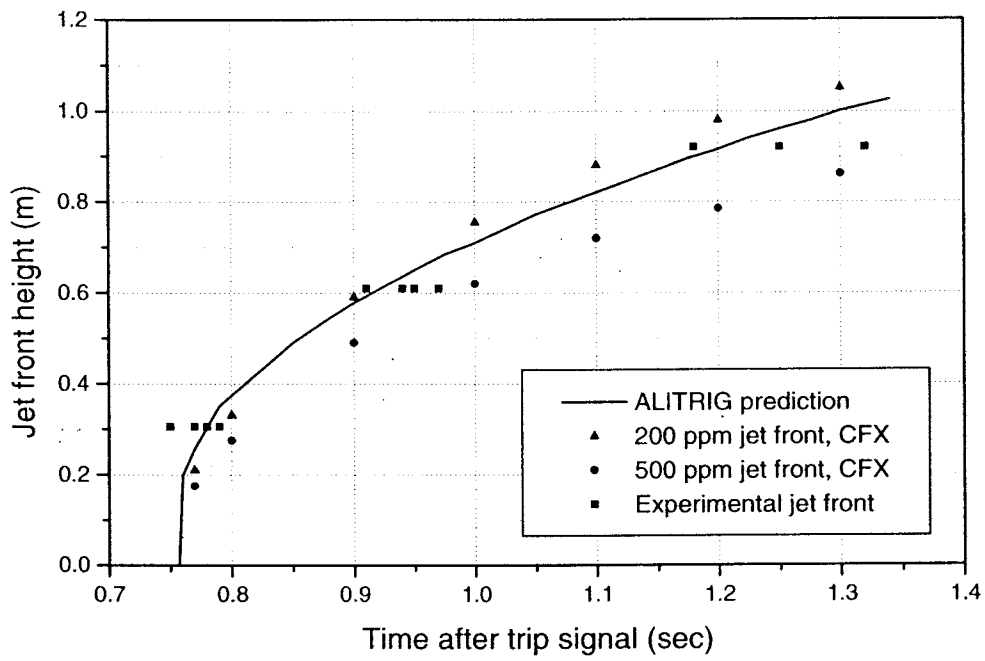


Figure 3.1-4 Comparison of jet growth predictions

3.2 핵연료 온도 해석 방법론 예비 분석

듀픽 핵연료의 성능이 기존 37-봉 천연 중수로 핵연료와 비교하여 얼마나 다를 것인가는 듀픽 핵연료 개발자의 큰 관심사이다. 중수로 개발자인 캐나다 원자력공사의 핵연료 전문가들과 가진 일련의 기술회의를 통해 만약 이 두 종류의 핵연료에 성능 상에 차이가 있다면 주로 핵연료의 열전도도 차이와 핵연료 봉 안에서의 중성자속 감쇄 현상의 차이에 의한 것이리라는 결론을 내리게 되었다. 이러한 추정이 사실인지 여부를 확인하고자 듀픽 핵연료의 중심온도에 상이한 핵연료 열전도도 상관식들이 어느 정도 영향을 미치는지를 조사하였으며, 이와 병행하여 중수로용 핵연료 성능해석코드인 ELESTRES[6]에 내장된 HAMMER[7] 코드의 중성자속 감쇄 해석결과와 최근 해석코드인 HELIOS[8]의 중성자속 감쇄 해석결과를 비교하여, 그 차이로 인해 핵연료 중심온도에 미치는 영향을 비교하였다. HAMMER 코드의 결과는 천연우라늄 핵연료와 저농축우라늄 핵연료의 경우에만 결과가 있으므로, 중성자속 감쇄 모델 차이로 인한 영향을 보기위해, 일단 천연우라늄 핵연료 중 직경 12.20 mm, 선출력 50 kW/m 인 경우에 대해서만 시범적으로 계산을 수행하였다.

3.2.1 중성자속 감쇄 모델

그림 3.2-1은 기존 ELESTRES[7] 코드 소장 모델의 천연우라늄 및 저농축우라늄 핵연료의 중성자속 감쇄 자료를 보여준다. 그림 3.2-2는 HELIOS[8] 코드를 이용하여 계산한 핵연료 중성자속 감쇄 결과를 보여주며, 그림 3.2-3은 이때 사용한 HELIOS 계산 모델은 보여준다. 연소에 따른 중성자속 감쇄 현상은 그림 3.2-4에 비교하였다. 중성자속 감쇄가 핵연료 중심온도에 미치는 영향은 아래의 핵연료 중심온도 계산식을 이용하여 해석을 수행하였다.

$$\int k(T)dT = \frac{q'}{4\pi} F$$

$$F = - \int_0^1 \frac{q_v(f_r)}{q_v} f_r \ln(f_r) df_r$$

여기에서 q' =선출력, k =소결체 열전도도, T =온도, f_r =소결체 반경에 대한 분율 거리이다.

3.2.2 열전도도 모델

핵연료 열전도도 상관식에 따른 핵연료 중심온도 변화를 보기 위해 3가지 상관식을 사용하였다. 즉 MATPRO-9, 듀픽 핵연료 상관식 중 최저치와 가장 최근에 발표된 모델이다. 각각에 대한 상세한 식은 아래와 같다.

MATPRO-9 열전도도 모델

$$k = \frac{[1 - \beta(1 - D)]}{[1 - \beta(1 - 0.95)]} \left[\frac{k_1}{k_2 + T} + k_3 \exp(k_4 T) \right] \quad (0^\circ\text{C} < T < 1650^\circ\text{C})$$

$$k = \frac{[1 - \beta(1 - D)]}{[1 - \beta(1 - 0.95)]} [k_5 + k_3 \exp(k_4 T)] \quad (1650^\circ\text{C} < T < 2840^\circ\text{C})$$

k = 열전도도 (Wcm⁻¹K⁻¹)

D = 이론 밀도 비율

β = 기공 계수 (2.58-0.58×10⁻³T)

T = 온도 (°C)

k₁, k₂, k₃, k₄, k₅ = 관련 계수

듀픽 최저 열전도도 모델

$$K_D = K_{D0} \cdot f_d \cdot f_p \cdot f_m \cdot f_r$$

f_d = effect of the dissolved fission products

$$= \left[\frac{-1.09}{B^{3.265}} + \frac{0.0643}{\sqrt{B}} \sqrt{T} \right] \text{actan} \left[\frac{1}{\frac{-1.09}{B^{3.265}} + \frac{0.0643}{\sqrt{B}} \sqrt{T}} \right]$$

$$K_{D0} = K_0 \cdot f_d^{35} \cdot f_p^{35} \cdot f_{m0}$$

K_{D0} = conductivity of fresh DUPIC fuel (W/mK)

K₀ = conductivity of unirradiated, fully dense uranium (W/mK)

$$= \frac{1}{0.0375 + 2.165 \times 10^{-4} T} + \frac{4.715 \times 10^9}{T^2} \exp\left(-\frac{16361}{T}\right)$$

f_d^{35} = effect of the dissolved fission products at the burnup of 35 GWd/tU

$$= [1.482 \times 10^{-2} + 3.329 \times 10^{-2} \sqrt{T}] \operatorname{actan} \left[\frac{1}{1.482 \times 10^{-2} + 3.329 \times 10^{-2} \sqrt{T}} \right]$$

f_p^{35} = effect of the precipitated fission products at the burnup of 35 GWd/tU

$$= 1 + 2.420 \times 10^{-2} \left[1 + \exp\left(-\frac{T-1200}{100}\right) \right]^{-1}$$

f_{m0} = effect of as-fabricated porosity = 0.9268

B = burnup in atom% (1 at% = 9.383 GWd/tU at 200 MeV/fission)

T = temperature (K)

f_p = effect of the precipitated fission products

$$= 1 + \frac{0.019B}{3 - 0.019B} \left[1 + \exp\left(-\frac{T-1200}{100}\right) \right]^{-1}$$

f_m = effect of porosity

$$= \frac{1-p}{1+0.5p}$$

p = porosity fraction (as-fabricated plus swelling)

f_r = radiation effect

$$= 1 + \frac{0.2}{1 + \exp\left(-\frac{T-900}{80}\right)}$$

듀픽 개량 열전도도 모델

$$KMP(UO_2) = AK_0 \times (1 - \beta \times P)$$

$$AK_0 = \frac{1}{1.061 \times 10^{-1} + 2.101 \times 10^{-4} T} + \frac{4.715 \times 10^9}{T^2} \exp\left(-\frac{1.6361 \times 10^4}{T}\right)$$

$$\beta = 2.58 - 0.58 \times 10^{-3} T$$

P = porosity

3.2.3 핵연료 중심온도 계산

핵연료 온도에 따른 열전도도 변화를 그림 3.2-5에 각 열전도도 상관식에 대해 도시하였으며, 듀픽 최저 열전도도 모델에 대한 연소도 별 열전도도 변화를 그림 3.2-6에 도시하였다. 앞에서 제시한 각 열전도도 모델과 중성자속 감쇄 모델을 사용한 핵연료 봉 중심온도 계산 결과를 종합적으로 그림 3.2-7에 도시하였다. 핵연료 열전도도로 연소도 0인 MATPRO-9 상관식을 사용하는 경우, 연소도 0에서는 HELIOS와 HAMMER의 핵연료 중심온도 계산 결과가 거의 같다. 그러나 연소도가 증가함에 따라 차이가 커져서 연소도 20,000 MWd/tU의 경우 핵연료 중심온도가 약 60°C 차이가 나는 것으로 밝혀졌다. 반면에 열전도도를 MATPRO-9에서 DUPIC 핵연료 열전도도 모델로 바꾸는 경우, 핵연료 중심온도가 약 330°C 정도 증가하는 것으로 나타났다.

이러한 차이는 두 가지 요인에 기인한다고 볼 수 있다. 첫째는 중성자속 감쇄 효과인데, 이는 핵연료의 핵분열성 물질 농축도, 봉 직경, 그리고 연소도의 함수로 알려져 있다. 연소에 따른 중성자속 감쇄 그림에서 보듯이 HELIOS 경우가 HAMMER 경우보다 핵연료 중심온도를 약 60~70°C 정도 높게 예측한다. 듀픽 최저 열전도도를 사용하는 경우에도 HELIOS 코드에 의한 중성자속 감쇄 모델을 사용하면 HAMMER 경우보다 약 60°C 가량 높게 계산된다.

둘째 요인은 열전도도 모델인데, 본 연구에서는 세 가지 모델을 사용해서 그 영향을 평가하였다. MATPRO-9 상관식과 듀픽 최저 열전도도의 경우 핵연료 중심온도가 거의 같게 나왔고, 듀픽 개량 열전도도 모델의 경우 다른 두개의 모델에 비해 핵연료 중심온도가 약 330°C 정도 낮게 예측되었다. 이러한 경향은 750~2000°C 사이의 열전도도가 MATPRO-9 모델과 듀픽 최저 열전도도 모델의 경우 거의 동일한 점에서 이미 예측된 결과와 합치한다. 또 한 가지 주목할 결과는 듀픽 최저 열전도도의 경우 연소도에 따른 열전도도의 감소로 인해, 연소도로 인한 열전도도 감소영향이 고려되지 않은 경우와 비교하여 연소도 5000 MWd/tU 이상에서 핵연료 중심온도가 수십도에서 250°C까지 상승하는 것으로 해석되었다. 재가공 핵연료의 핵연료성능 및 핵분열 생성물 발생량에 이러한 중심온도 영향이 적지 않을 것으로 사료되어 이러한 예측의 타당성여부에 대한 상세 연구가 추가로 필요할 것으로 사료된다.

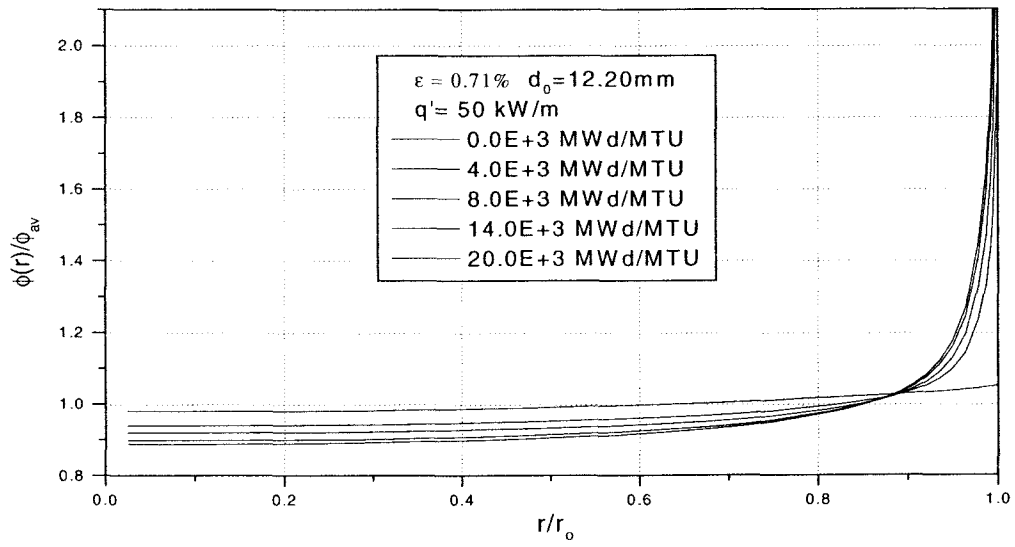


Figure 3.2-1 Radial profile of the local heat generation rate (HAMMER)

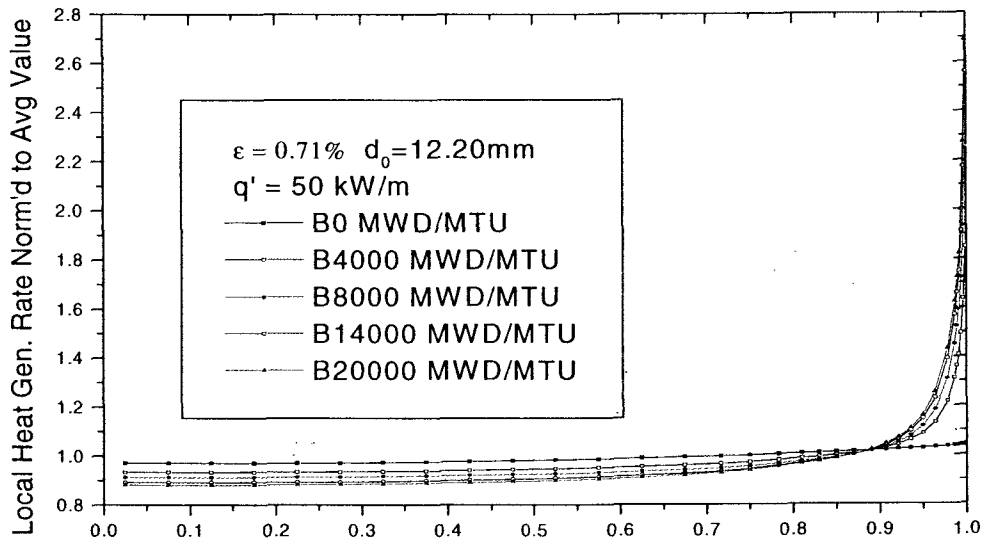


Figure 3.2-2 Radial profile of the local heat generation rate (HELIOS)

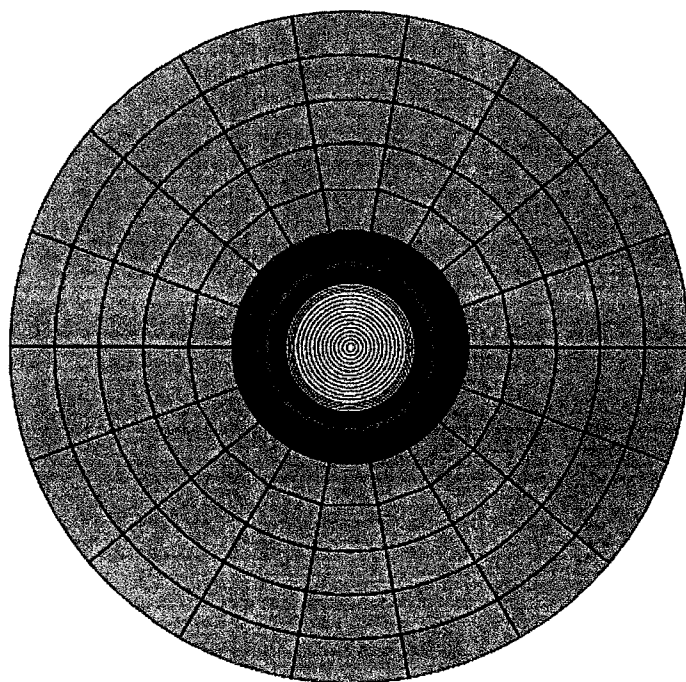


Figure 3.2-3 HELIOS geometric model for a CANDU fuel

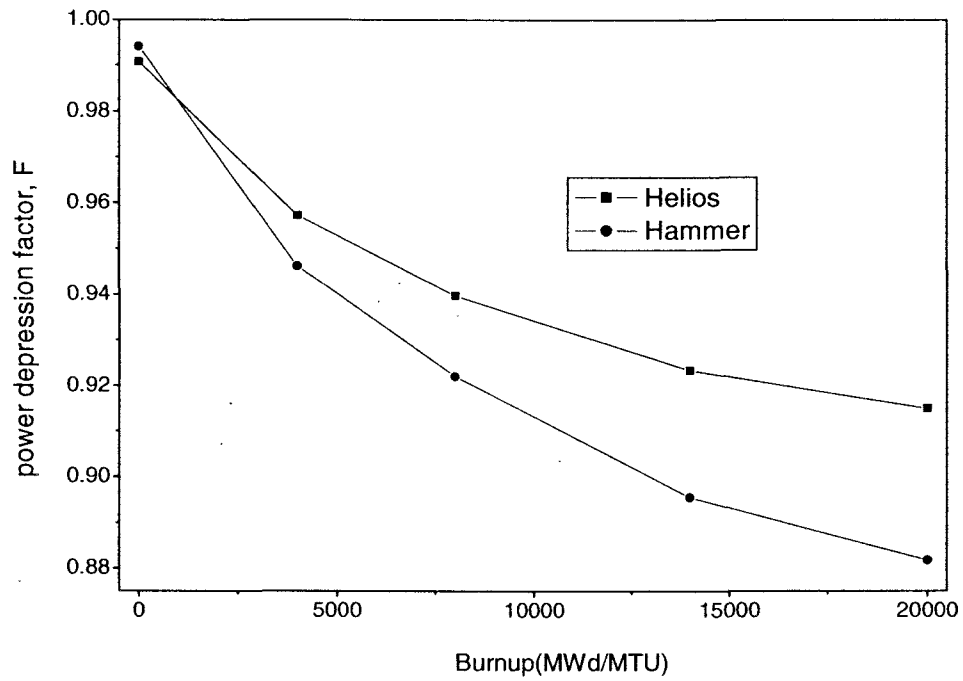


Figure 3.2-4 Comparison of power depression factors for the natural uranium fuel with a diameter of 12.20 mm

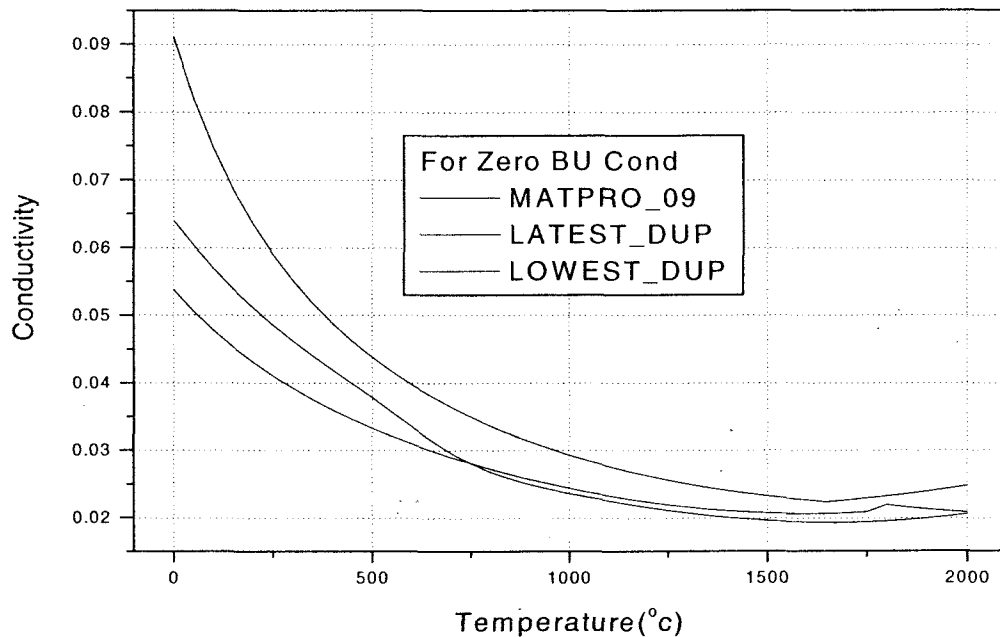


Figure 3.2-5 Variation of the fuel conductivity for different conductivity correlations

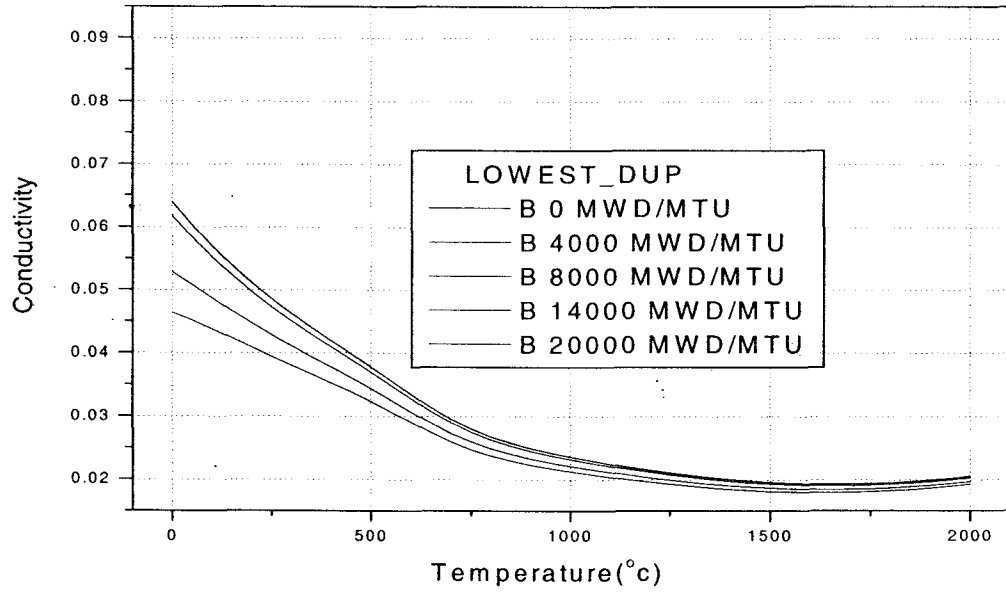


Figure 3.2-6 Variation of the fuel conductivity for different fuel burnups

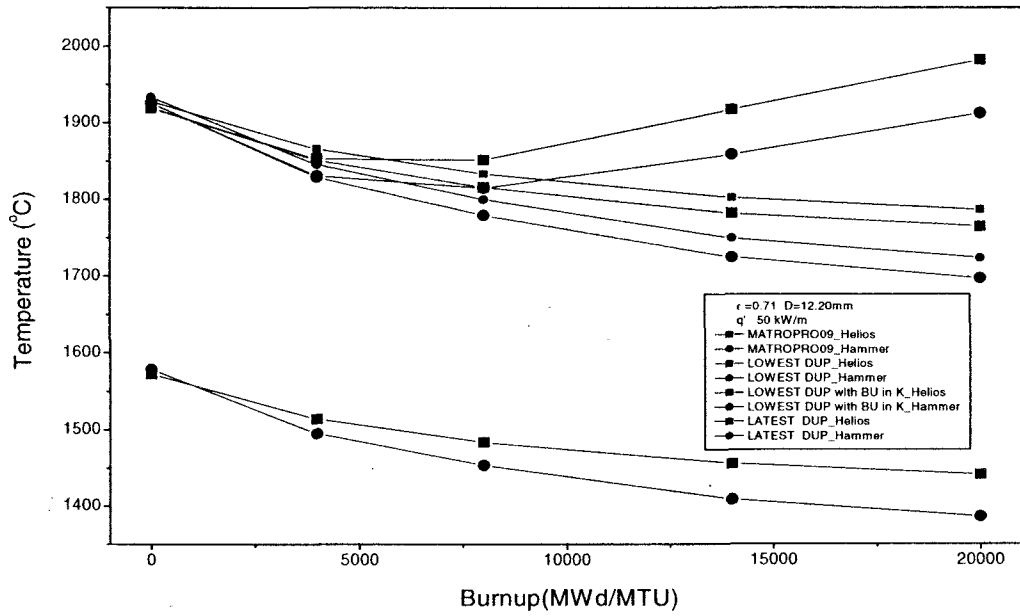


Figure 3.2-7 Comparison of the fuel centerline temperature

3.3 방사선 선원항 계산

중수로에서 냉각재 상실 사고 시 핵연료로부터 방출되는 핵분열생성물의 양에 의해 환경적인 영향이 결정된다. 복잡한 과정을 거쳐 핵연료 내에 핵분열생성물이 축적되는데 이러한 현상은 선출력과 핵연료의 연소도에 영향을 받는다. 핵분열 생성물에 의한 환경적 영향은 핵연료와 피복재사이의 갭에 축적되는 핵분열 생성물의 양에 의해 결정되는데, 이 양은 핵연료의 재료적 특성 및 열적/기계적 조건의 함수로 나타난다. 천연 우라늄 핵연료를 사용하는 표준 중수로에서는 환경 영향은 임계 연령에 대한 개인 피폭 선량과 일반인에 대한 피폭 선량으로 평가하는데, 설계 기준 대형 냉각재 상실사고의 경우에도 피폭 선량이 안전 제한치보다 충분히 낮게 나타나고 있다. 경수로 사용후 핵연료를 직접 중수로에 사용하는 개념의 듀픽 핵연료의 경우 이러한 설계 기준사고에 대해서도 방사선 영향이 안전 제한치를 만족할 지 매우 큰 관심거리이다. 듀픽 핵연료의 경우 경수로 사용후 핵연료로부터 직접 제조하기 때문에 초기 상태에서도 핵연료 조성이 매우 복잡하며, 악티나이드와 핵분열 생성물을 포함하고 있어 냉각재 상실 사고 시 기존 천연 우라늄 핵연료 원자로에 비해 환경적 영향이 더욱 클 것으로 예상할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 듀픽 핵연료 노심에 대한 방사선 선원항을 정량적으로 평가하여 그 결과를 천연우라늄 노심의 경우와 비교하였다.

3.3.1 핵분열 생성물의 특성

원자로의 방사선 선원항을 평가하기 전에 43-봉 듀픽 핵연료 다발과 37-봉 천연우라늄 핵연료 다발에 대해 단일 핵연료 봉에 대한 핵분열 생성물의 특성을 조사하였다. 핵분열 생성물의 총 생성량과 갭 생성량은 중수로 핵연료 성능평가 코드인 ELESTRES 코드를 사용하였으며 ANS5.4 핵분열 생성기체 방출모델을 근거로 하였다. 환경영향 평가를 위해서 30개의 주요 핵종을 사용하였다. 이러한 동위원소의 대부분은 상대적으로 짧은 반감기를 갖고 있다. 그러나 ^{137}Cs 은 약 30년, ^{85}Kr 은 약 10년, 그리고 ^{90}Sr 은 약 29년의 비교적 긴 반감기를 가지고 있다. 듀픽 핵연료의 경우 핵연료의 갭으로 방출되는 핵분열 생성물의 양은 실험에 의해 측정된 열전도와 열팽창 계수를 사용하여 계산하였다. 그림 3.3-1과 3.3-2는 듀픽 핵연료의 열전도도와 열팽창 값을 보여주고 있다.

총 생성량 (핵연료 + 갭)

핵연료 내에서 방사선 선원항은 50 kW/m의 일정한 선출력에서 계산하였으며 요오드에 대해 그 결과를 그림 3.3-3과 3.3-4에 도시하였다. 결과에서 보듯이 천연 우라늄과 듀픽 핵연료의 경우 핵분열 생성물의 총 생성량은 연소 시작 직후 평형상태에도 달함을 알 수 있다. 그리고 총 생성량은 핵연료의 종류에 무관하게 나타남을 알 수 있다. 표 3.3-1에는 연소도 6,250 과 12,500 MWd/t 일 때 동위원소별 방사선량을 정리하였다. 천연우라늄과 듀픽 핵연료에 대해 장 반감기를 가지는 동위원소의 경우를 제외하고는 거의 모든 동위원소에 대해 비슷한 값을 나타내고 있다.

그림 3.3-5와 3.3-6은 선출력에 대한 민감도 계산 결과를 보여주고 있다. 방사선 측면에서 핵분열 생성물의 총 생성량은 핵연료의 연소도가 증가함에 따라 약간 증가하는 경향을 보여주는데 이는 핵분열 생성물이 포화되지 않았기 때문이다. 또한 핵분열 생성물의 총 생성량은 선출력에 거의 선형적으로 의존하고 있다.

갭 생성량

핵연료에서 생성된 핵분열 생성물은 핵연료의 갭으로 확산된다. 화학적인 확산 현상은 온도에 의존성이 높으며 이는 열전도도와 선출력에 의해 결정된다. 핵분열 생성물의 갭 생성량은 표 3.3-2에 요약하였다. 천연우라늄과 듀픽 핵연료에 대하여 연소도에 따른 요오드의 갭 생성량 변화는 그림 3.3-7과 3.3-8에 각각 도시하였다. 그림에서 연소도가 증가함에 따라 갭 생성량이 증가하는 것을 확인할 수 있다. 연소도와 선출력에 따른 갭에서의 핵분열 생성물의 양은 그림 3.3-9와 3.3-10에서 보여주고 있다. 선출력이 증가함에 따라 갭 생성량은 증가하는데 이는 온도 증가로 인해 핵분열 생성기체의 확산이 증가하였기 때문이다. 갭으로 방출되는 핵분열 생성기체는 일종의 문턱 반응(threshold reaction) 현상을 보여준다. 천연우라늄과 듀픽 핵연료의 경우 각각 선출력이 35 및 30 kW/m 이하인 경우 갭으로의 방출은 거의 없음을 알 수 있다. 듀픽 핵연료의 경우 갭 생성량은 천연 우라늄 핵연료에 비해 같은 선출력에서 보다 높게 산출되는데, 이는 듀픽 핵연료 소결체의 열전도도가 낮아 핵연료 중심온도가 천연 우라늄 핵연료에 비해 상대적으로 높아졌기 때문이다. (그림 3.3-11)

3.3.2. 방사선원 계산

평형노심 상태에서 1/4 노심에 대한 방사선 선원항 계산을 수행하였다. 중수로의 경우 운전 중에 핵연료 교체가 이루어지기 때문에 핵연료 교체해석을 충분히 수행하여 평형노심을 형성하였다. 600 일 핵연료 교체 해석 후 천연 우라늄과 듀픽 핵연료 노심의 다발 출력 분포는 각각 그림 3.3-12과 3.3-13과 같다. 각 핵연료 다발에 대해 핵연료는 그림 3.3-14와 3.3-15와 같이 서로 상이한 선출력 이력을 갖게 된다. 천연 우라늄의 경우 핵연료의 연소에 따른 핵연료 다발의 환 출력 비는 상대적으로 일정하다. 듀픽 핵연료의 경우 환 출력 비는 변화가 많은데 이는 중심 핵연료 봉에 가연성 물질이 있기 때문이다. 각 핵연료의 상대적 환 출력 비를 고려하여 노심내의 모든 핵연료의 선출력과 연소도 변화를 그림 3.3-16과 3.3-17에 도시하였다. 방사선 선원항을 생성하기 위해서는 핵분열 생성물의 생성량이 각 핵연료봉의 출력 이력과 연소도에 따라 계산되어야 한다. ELESTRES에 의한 방사선 선원항 계산에 이용된 출력 분포는 천연 우라늄 핵연료와 듀픽 핵연료에 대해 각각 그림 3.3-18과 3.3-19에 나타내고 있다. 그림에서 보듯이 방사선 선원항은 서로 상이한 초기 선출력 값에 대해 생산하였다. 예를 들어, 천연 우라늄 핵연료의 경우 초기값은 55, 50, 45, 40, 35, 30, 20, 10, 그리고 1 kW/m로 정하였으며, 듀픽 핵연료의 경우 초기 선출력 값은 40, 35, 30, 25, 20, 15, 10, 그리고 1 kW/m로 정하여 계산을 수행하였다. 따라서 연소도와 선출력의 준위에 따라 선원항이 생성되었으며 테이블화 되었으며, 이 자료는 노심내의 각 핵연료봉의 방사선 선원항을 예측하는데 이용된다.

총 생성량 (핵연료+갭)

각 핵연료 봉의 방사선 선원항은 전 노심에 대해 합산되었으며 그 결과 주요 30 핵종에 대한 선원항을 표 3.3-3에 요약하였다. 총 생성량은 핵연료봉의 선출력과 평균 다발 출력에 거의 선형적으로 비례하기 때문에 전 노심의 총 생성량은 천연 우라늄 핵연료와 듀픽 핵연료의 경우 거의 비슷하게 예측되고 있다. 듀픽 핵연료의 경우 총 생성량이 약 3% 정도 높게 산출되는데 이는 불포화된 핵분열 생성물(^{137}Cs , ^{85}Kr , ^{106}Ru , 그리고 ^{90}Sr)의 영향 때문이다.

갭 생성량

핵분열 생성 기체의 갭 생성량도 총 생성량과 마찬가지로 선출력과 핵연료의 온도에 의존한다. 총 생성량은 갭 생성량의 선원항이 될 것이다. 그러나 천연 우라늄과 듀픽 핵연료의 총 생성량이 거의 같기 때문에 각 경우에 대해 갭 생성량은 그다지 큰 차이를 보이지 않을 것이다. 한편, 핵연료의 선출력과 열전도도에 의해 핵연료의 온도가 결정되므로 갭 생성량의 주된 결정인자는 선출력과 재료의 특성(열전도도 등)이 될 수 있다. 그림 3.3-4에서 보듯이 갭 생성량은 선출력에 대해 선형적으로 변화하지는 않는다. 듀픽 핵연료의 경우 다음과 같은 이유로 갭 생성량이 상대적으로 높게 된다.

- 낮은 열전도도 (중심온도의 상승으로 핵분열 생성 기체 확산이 향상됨)
- 높은 핵연료 연소도 (연소도 증가에 따라 갭에서의 누적량이 증가함)

갭에서의 생성량은 그림 3.3-20과 3.3-21에서 보듯이 선출력과 연소도에 따라 분석되었다. 핵연료봉의 첨두 선출력은 천연 우라늄 핵연료와 듀픽 핵연료의 경우 각각 55와 45 kW/m로 산출되었다. 그러나 듀픽 핵연료의 90%는 선출력이 32 kW/m보다 낮은 반면 천연 우라늄 핵연료의 경우 32 kW/m보다 낮은 비율은 68% 정도이다. 천연 우라늄 핵연료의 경우 전체 핵연료의 90% 부분에 해당하는 선출력은 42 kW/m이다. 그림 3.3-16과 3.3-20을 비교하면 갭 생성량의 분포는 선출력의 분포와 상당히 상이함을 알 수 있다. 천연 우라늄의 경우 갭 생성량은 50 kW/m 근처에서 가장 높지만 핵연료의 수는 상대적으로 50 kW/m 근처에서 적게 나타난다. 듀픽 핵연료의 경우 갭 생성량은 40 kW/m 근처에서 가장 높게 나타났으나 핵연료 수의 최대치는 25 kW/m 근처에서 나타났다. 그림 3.3-20은 천연 우라늄 핵연료와 듀픽 핵연료에서 각각 30 kW/m 이하와 25 kW/m 이하의 선출력 영역에서는 갭 생성량이 거의 없음을 보여준다. 이 결과로부터 선출력이 갭 생성량에 주된 영향을 준다는 것을 확인할 수 있다.

듀픽 핵연료에서 상대적으로 낮은 열전도도는 핵연료 온도를 어느 정도 상승시키지만 핵분열 생성물의 방출에 영향을 줄 정도로 크지는 않다고 할 수 있다. 그림 3.3-17과 3.3-21은 핵연료의 연소도와 갭 생성량의 분포를 비교하고 있는데 매우 낮은 연소도와 매우 높은 연소도 영역을 제외하고는 거의 유사한 분포를 가짐을 알 수 있다. 일반적으로 초기 연소도와 고 연소도 상태의 핵연료는 원자로 내에서 주로 바깥쪽에 분포하기 때문에 출력 준위가 상대적으로 낮게 된다. 그 결과로 갭 생성량에 대한 핵연료의 연소도 영향은 선출력에 비교하면 상대적으로 작아지게 된다.

요약

본 연구에서는 듀픽 핵연료 장전 노심의 방사선 선원항에 대한 계산을 수행하였다. 천연 우라늄 핵연료와 듀픽 핵연료에 대해 다음과 같은 비교 결과를 얻을 수 있다.

- 갭 생성량은 대부분 핵연료의 선출력에 의존하고 있다.
- 갭 생성량에 대한 열전도도의 영향은 선출력의 영향과 비교하면 상대적으로 작다.
- 갭 생성량에 대한 연소도의 영향도 선출력에 비하여 작게 나타났다.

듀픽 핵연료 노심의 경우에서 2-다발 핵연료 교체 방법을 적용하는데, 이는 원자로 내 출력을 충분히 평탄하게 하여 천연 우라늄 원자로와 비교하면 핵연료의 선출력이 상당히 낮게 유지된다. 따라서 듀픽 핵연료 장전 노심의 경우 냉각재 상실사고시 영향은 방사선 누출 측면에서 천연 우라늄 핵연료 장전 노심에 비해 그다지 심각하지 않은 것으로 판단된다.

Table 3.3-1 Comparison of fission products total inventory for a linear power of 50 kW/m

Isotope	6,250 MWd/t			12,500 MWd/t		
	DUPIC	Nat. U	Ratio	DUPIC	Nat. U	Ratio
¹³⁷ Cs	0.30	0.39	0.78	0.60	0.77	0.78
¹³⁸ Cs	52.59	52.58	1.00	52.59	52.58	1.00
¹³¹ I	22.75	22.75	1.00	22.76	22.75	1.00
¹³² I	34.95	34.94	1.00	34.95	34.94	1.00
¹³³ I	54.62	54.61	1.00	54.62	54.61	1.00
¹³⁴ I	61.12	61.11	1.00	61.12	61.11	1.00
¹³⁵ I	51.29	51.28	1.00	51.29	51.28	1.00
¹³⁷ I	27.07	27.06	1.00	27.07	27.06	1.00
^{83m} Kr	4.23	4.23	1.00	4.23	4.23	1.00
^{85m} Kr	10.32	10.32	1.00	10.32	10.32	1.00
⁸⁵ Kr	0.04	0.05	0.78	0.07	0.09	0.78
⁸⁷ Kr	20.08	20.07	1.00	20.08	20.07	1.00
⁸⁸ Kr	28.37	28.36	1.00	28.37	28.36	1.00
⁸⁹ Kr	36.82	36.81	1.00	36.82	36.81	1.00
¹⁰³ Ru	21.83	23.76	0.92	26.00	26.59	0.98
¹⁰⁶ Ru	0.62	0.78	0.80	1.14	1.39	0.82
⁸⁹ Sr	27.65	30.95	0.89	35.54	37.14	0.96
⁹⁰ Sr	0.30	0.38	0.78	0.59	0.76	0.78
^{131m} Te	2.93	2.93	1.00	2.93	2.93	1.00
¹³¹ Te	20.73	20.72	1.00	20.73	20.72	1.00
¹³² Te	34.70	34.70	1.00	34.70	34.70	1.00
^{133m} Te	23.65	23.65	1.00	23.65	23.65	1.00
¹³³ Te	31.70	31.69	1.00	31.70	31.69	1.00
¹³⁵ Te	27.47	27.47	1.00	27.47	27.47	1.00
^{133m} Xe	1.54	1.54	1.00	1.54	1.54	1.00
¹³³ Xe	50.31	50.30	1.00	50.31	50.30	1.00
^{135m} Xe	8.78	8.78	1.00	8.78	8.78	1.00
¹³⁵ Xe	5.85	5.85	1.00	5.85	5.85	1.00
¹³⁷ Xe	49.74	49.73	1.00	49.74	49.73	1.00
¹³⁸ Xe	50.15	50.14	1.00	50.15	50.14	1.00
Sum	762.46	767.91	0.99	775.68	778.36	1.00

Table 3.3-2 Comparison of fission products gap inventory for a linear power of 50 kW/m

	6,250 MWd/t			12,500 MWd/t		
	DUPIC	Nat. U	Ratio	DUPIC	Nat. U	Ratio
¹³⁷ Cs	0.05	0.03	1.45	0.15	0.12	1.30
¹³⁸ Cs	1.44	0.34	4.26	2.53	0.67	3.77
¹³¹ I	6.91	3.70	1.87	8.13	4.73	1.72
¹³² I	13.76	6.61	2.08	16.51	9.38	1.76
¹³³ I	10.85	3.60	3.02	14.25	6.24	2.28
¹³⁴ I	3.79	0.93	4.08	6.30	1.81	3.49
¹³⁵ I	7.19	2.03	3.55	10.36	3.76	2.76
¹³⁷ I	0.16	0.04	4.35	0.29	0.07	3.92
^{83m} Kr	0.15	0.04	4.22	0.26	0.07	3.70
^{85m} Kr	0.55	0.13	4.13	0.93	0.26	3.56
⁸⁵ Kr	0.00	0.00	1.56	0.02	0.01	1.40
⁸⁷ Kr	0.60	0.14	4.25	1.04	0.28	3.75
⁸⁸ Kr	1.23	0.29	4.18	2.10	0.58	3.64
⁸⁹ Kr	0.23	0.05	4.35	0.41	0.11	3.92
¹⁰³ Ru	6.04	3.32	1.82	8.49	4.84	1.75
¹⁰⁶ Ru	0.08	0.05	1.60	0.26	0.18	1.45
⁸⁹ Sr	7.97	4.66	1.71	11.90	7.08	1.68
⁹⁰ Sr	0.04	0.03	1.57	0.14	0.10	1.39
^{131m} Te	0.85	0.38	2.23	1.01	0.56	1.79
¹³¹ Te	1.75	0.44	3.95	2.80	0.85	3.28
¹³² Te	11.49	5.87	1.96	13.23	8.09	1.64
^{133m} Te	2.76	0.74	3.73	4.15	1.39	2.97
¹³³ Te	1.98	0.49	4.08	3.29	0.94	3.48
¹³⁵ Te	0.30	0.07	4.33	0.53	0.14	3.89
^{133m} Xe	0.23	0.07	3.48	0.32	0.12	2.69
¹³³ Xe	17.62	6.72	2.62	22.49	10.55	2.13
^{135m} Xe	0.12	0.03	4.32	0.21	0.06	3.87
¹³⁵ Xe	1.19	0.34	3.56	1.74	0.62	2.80
¹³⁷ Xe	0.34	0.08	4.35	0.61	0.16	3.91
¹³⁸ Xe	0.66	0.15	4.32	1.18	0.30	3.87
Sum	100.34	41.36	2.43	135.65	64.07	2.12

Table 3.3-3 Comparison of fission products inventory of the 1/4 core

	Gap inventory (TBq)			Total inventory (TBq)		
	DUPIC	Nat. U	Ratio	DUPIC	Nat. U	Ratio
¹³⁷ Cs	249	79	3.15	26446	9585	2.76
¹³⁸ Cs	272	539	0.50	1160049	1152129	1.01
¹³¹ I	3956	6598	0.60	497108	475390	1.05
¹³² I	7878	13984	0.56	770978	765704	1.01
¹³³ I	3151	6140	0.51	1203926	1190753	1.01
¹³⁴ I	752	1486	0.51	1348313	1339100	1.01
¹³⁵ I	1697	3343	0.51	1131320	1122906	1.01
¹³⁷ I	29	58	0.50	597059	592982	1.01
^{83m} Kr	28	56	0.50	93235	92598	1.01
^{85m} Kr	108	214	0.50	227707	226107	1.01
⁸⁵ Kr	22	6	3.67	3086	1142	2.70
⁸⁷ Kr	113	223	0.51	442863	439840	1.01
⁸⁸ Kr	236	468	0.50	625746	621459	1.01
⁸⁹ Kr	42	84	0.50	812219	806665	1.01
¹⁰³ Ru	4746	5793	0.82	556639	449969	1.24
¹⁰⁶ Ru	305	117	2.61	37476	17489	2.14
⁸⁹ Sr	8008	8400	0.95	774021	588467	1.32
⁹⁰ Sr	184	58	3.17	26164	9492	2.76
^{131m} Te	398	725	0.55	64456	63628	1.01
¹³¹ Te	362	714	0.51	457209	454080	1.01
¹³² Te	7206	12476	0.58	762278	745395	1.02
^{133m} Te	610	1206	0.51	521757	518190	1.01
¹³³ Te	393	777	0.51	699259	694484	1.01
¹³⁵ Te	55	109	0.50	606022	601885	1.01
^{133m} Xe	54	107	0.50	33966	33372	1.02
¹³³ Xe	5559	10714	0.52	1102387	1067901	1.03
^{135m} Xe	22	44	0.50	193640	192318	1.01
¹³⁵ Xe	280	551	0.51	129078	128031	1.01
¹³⁷ Xe	61	124	0.49	1097302	1089803	1.01
¹³⁸ Xe	122	242	0.50	1106265	1098703	1.01
Sum	46912	75448	0.62	17107982	16589582	1.03

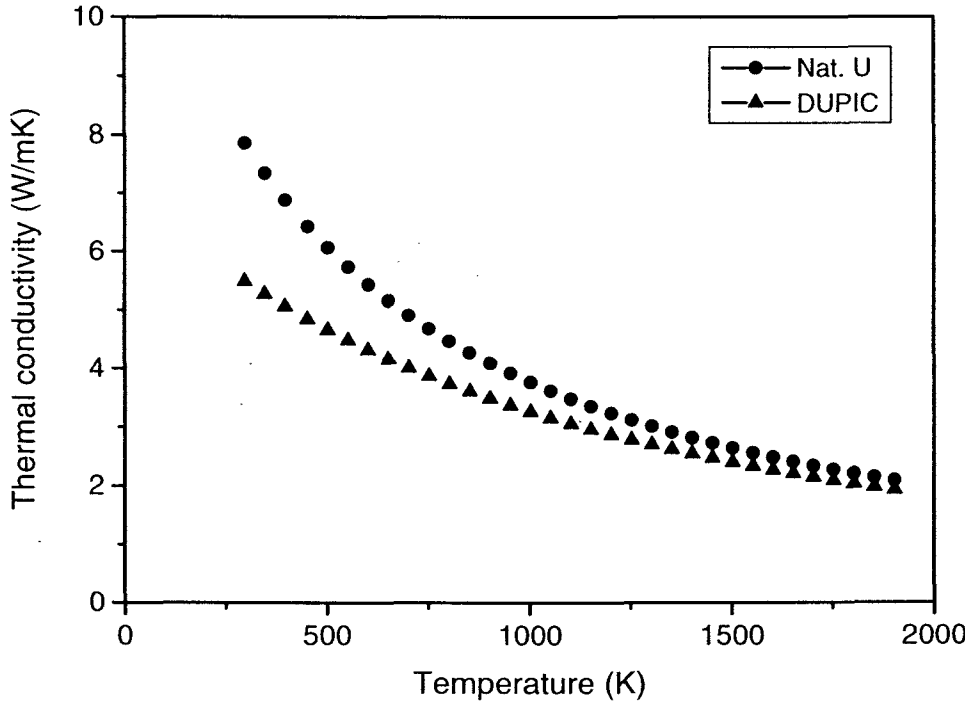


Figure 3.3-1 Comparison of thermal conductivity

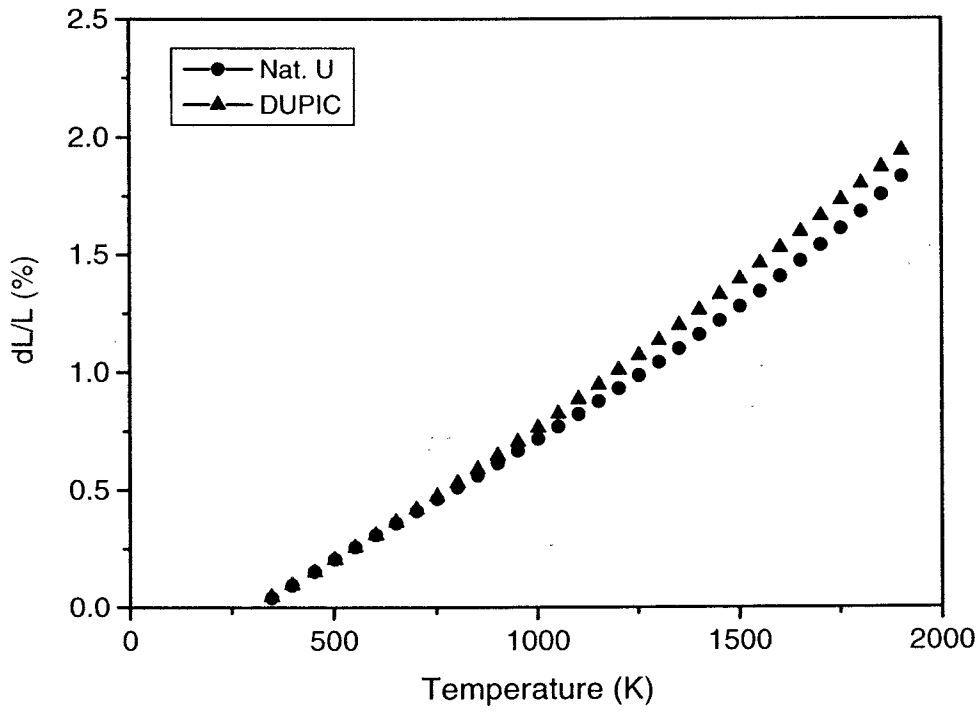


Figure 3.3-2 Comparison of thermal expansion

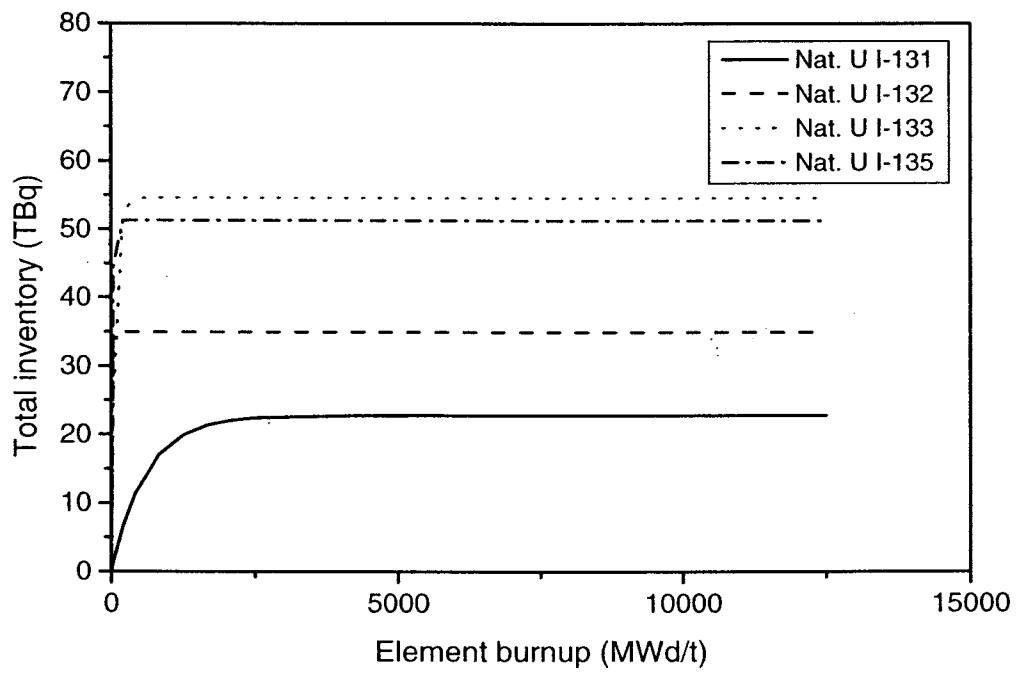


Figure 3.3-3 Iodine inventory of natural uranium fuel for a linear power of 50 kW/m

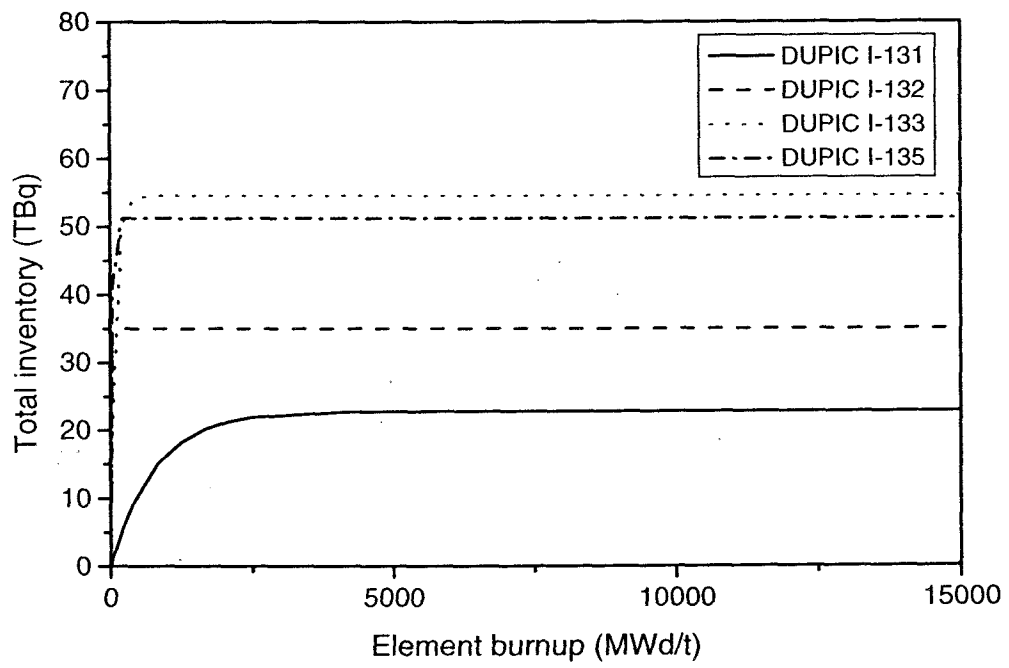


Figure 3.3-4 Iodine inventory of DUPIC fuel for a linear power of 50 kW/m

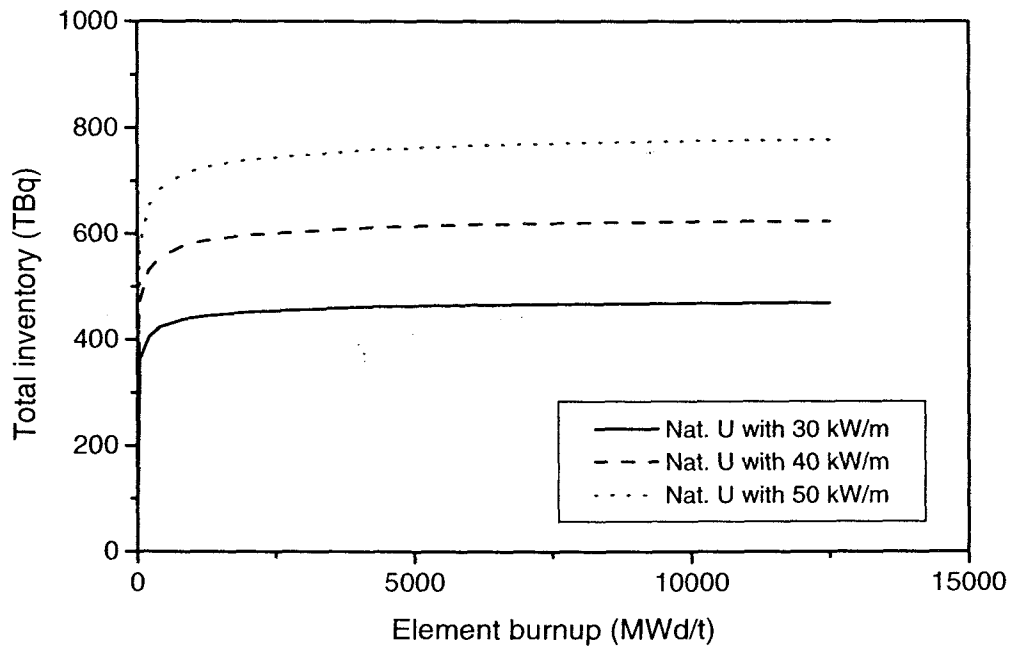


Figure 3.3-5 Total inventory variation with fuel burnup

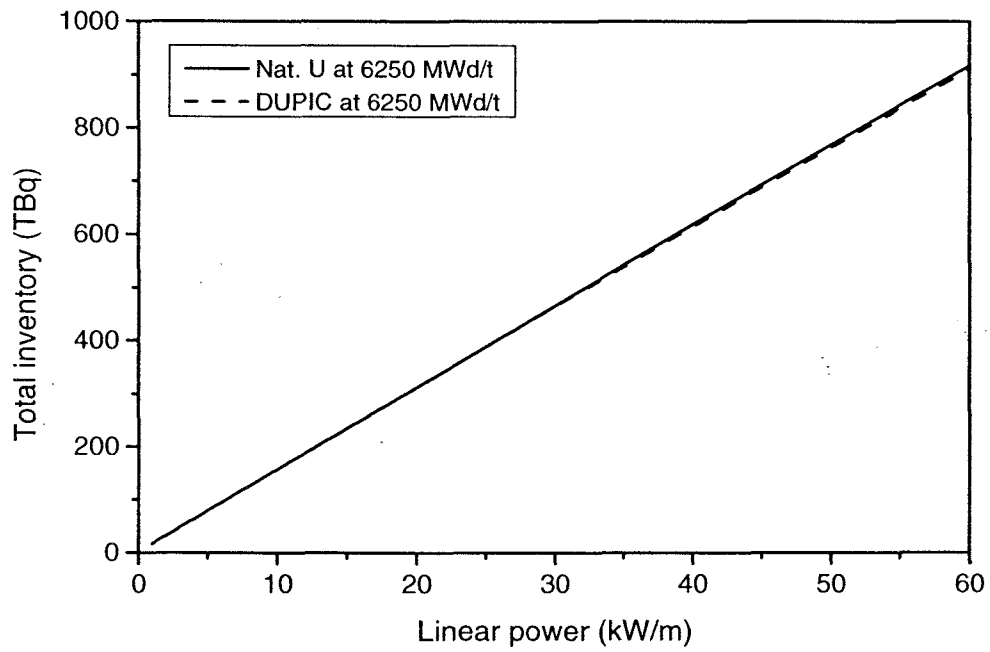


Figure 3.3-6 Total inventory variation with linear power at 6250 MWd/t

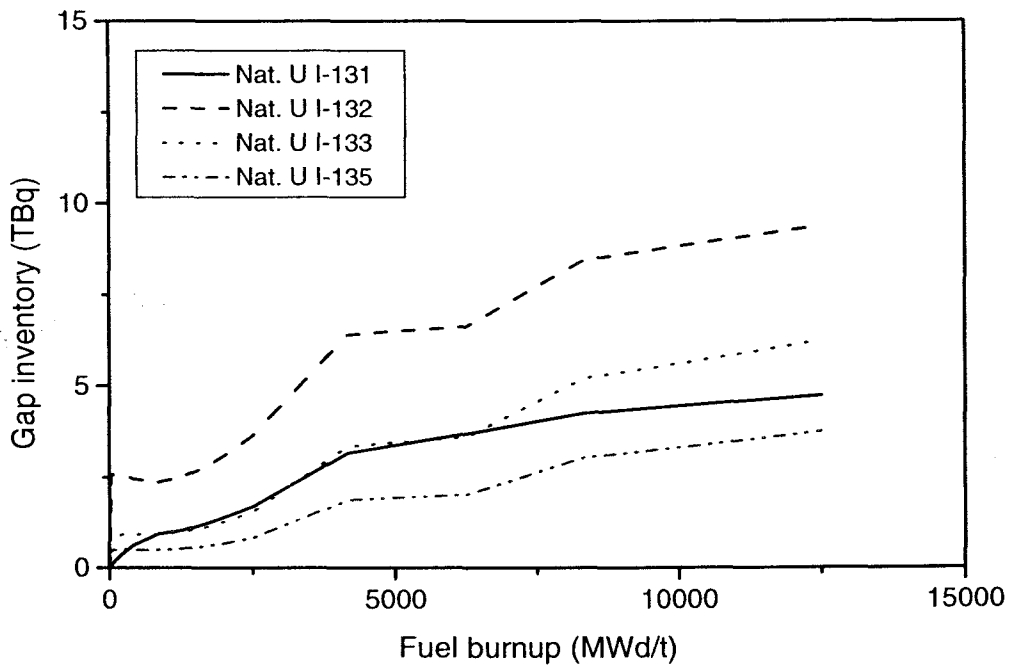


Figure 3.3-7 Iodine gap inventory of natural uranium fuel for a linear power of 50 kW/m

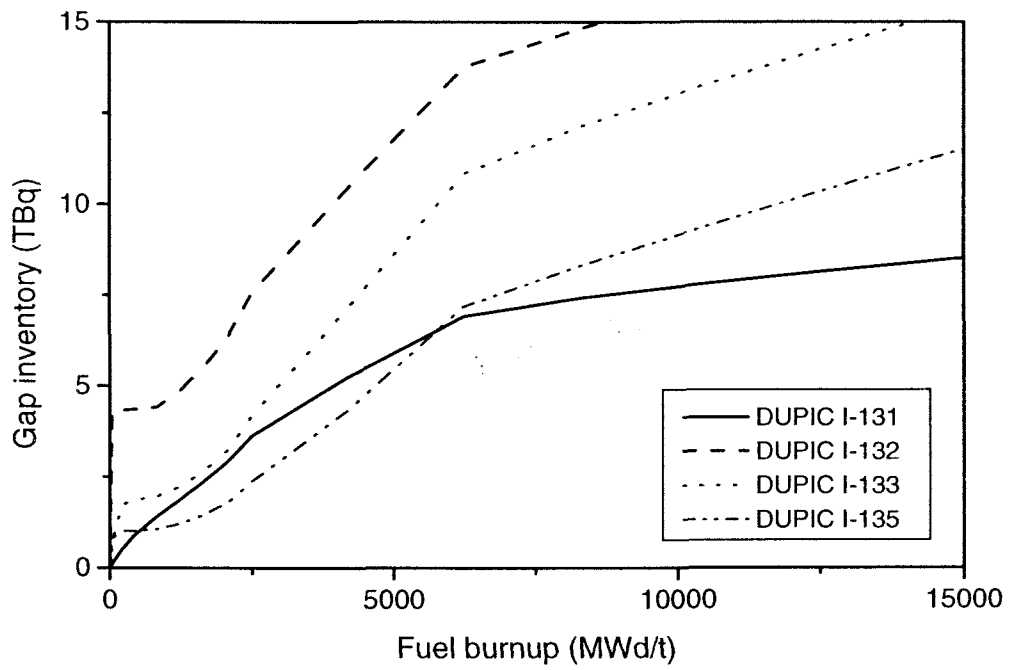


Figure 3.3-8 Iodine gap inventory of DUPIC fuel for a linear power of 50 kW/m

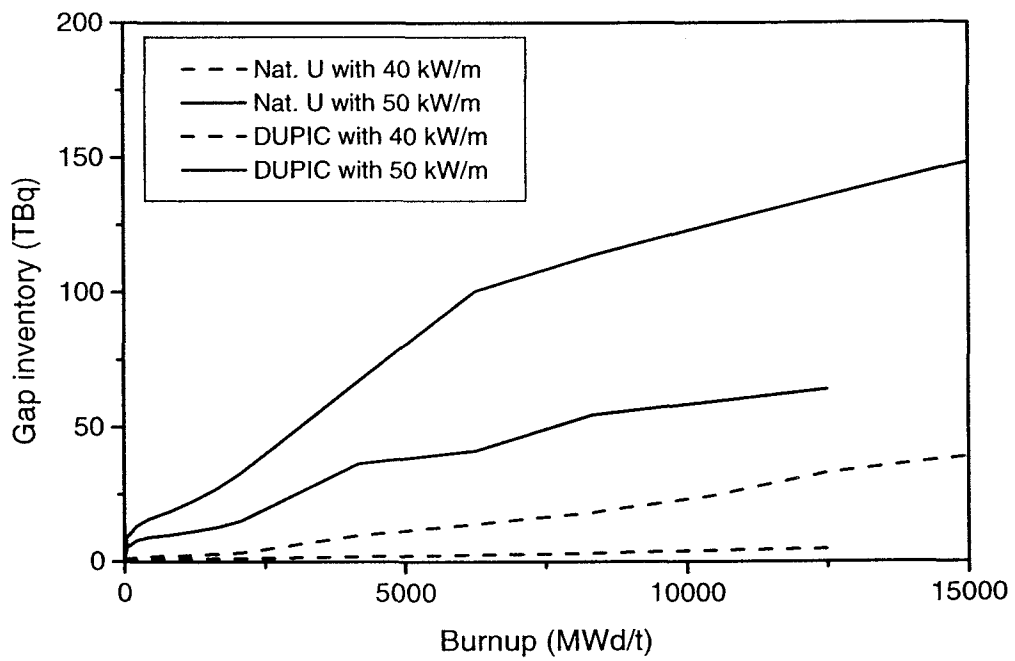


Figure 3.3-9 Gap inventory variation with fuel burnup

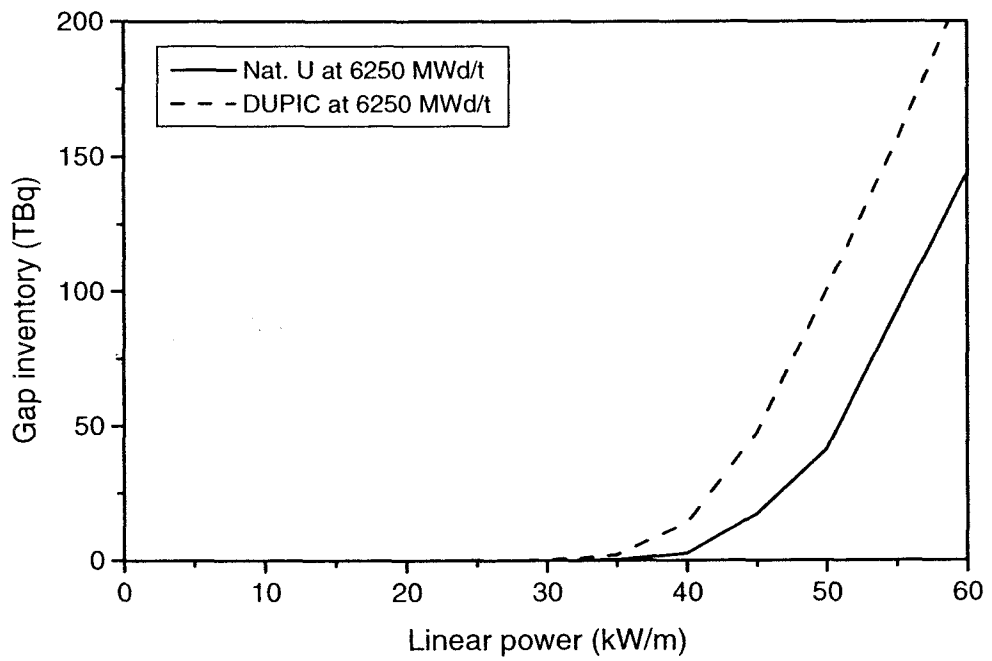


Figure 3.3-10 Gap inventory variation with linear power at 6250 MWd/t

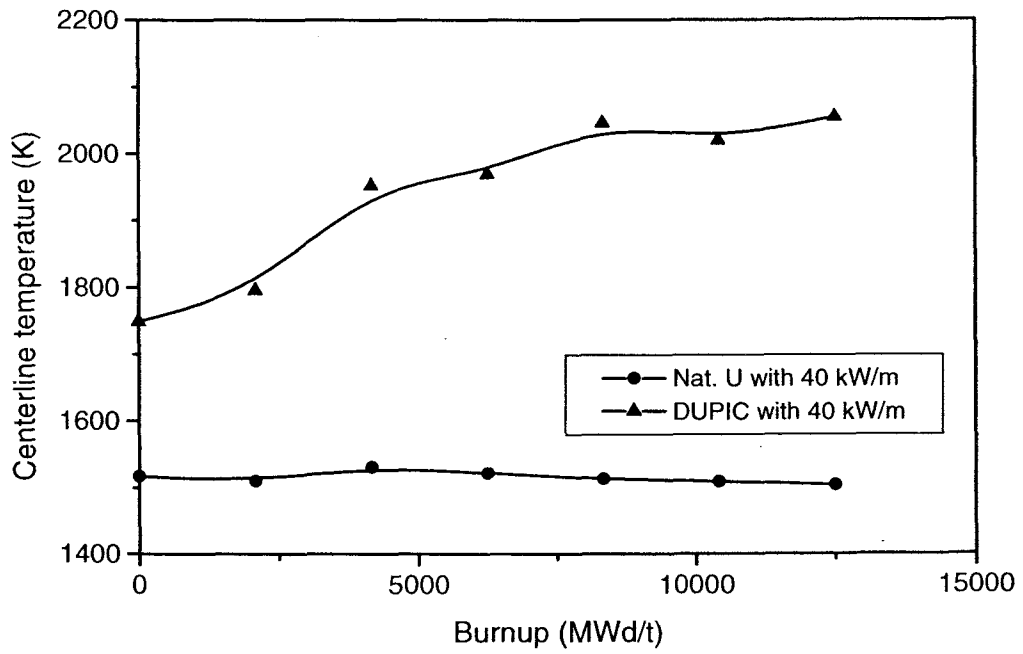


Figure 3.3-11 Comparison of centerline temperature for a linear power of 40 kW/m

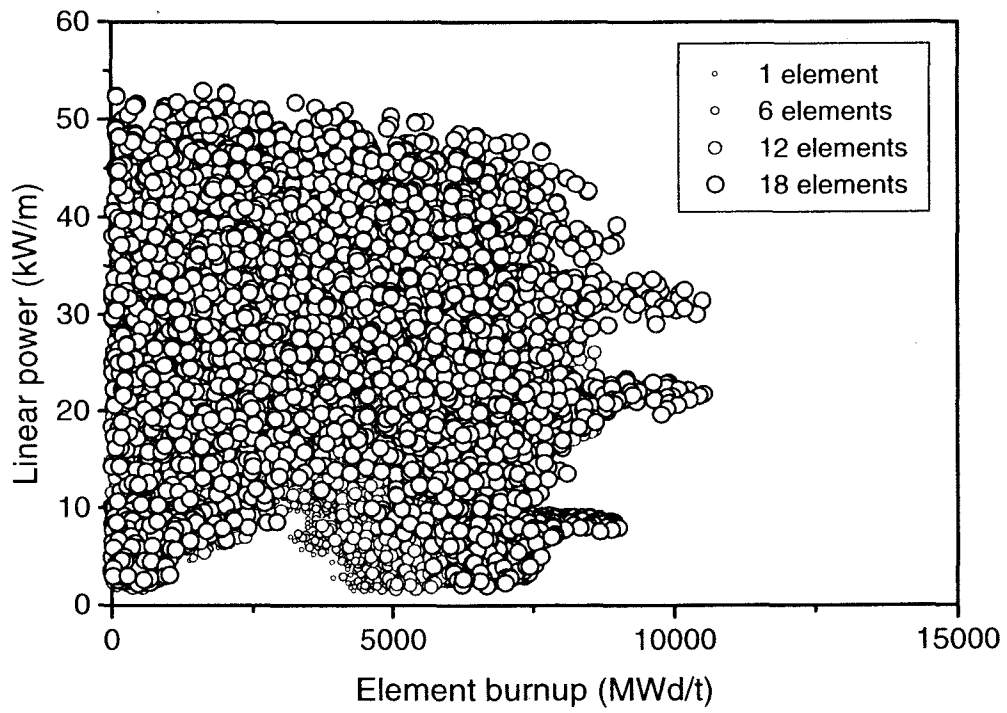


Figure 3.3-12 Element linear power of the natural uranium core

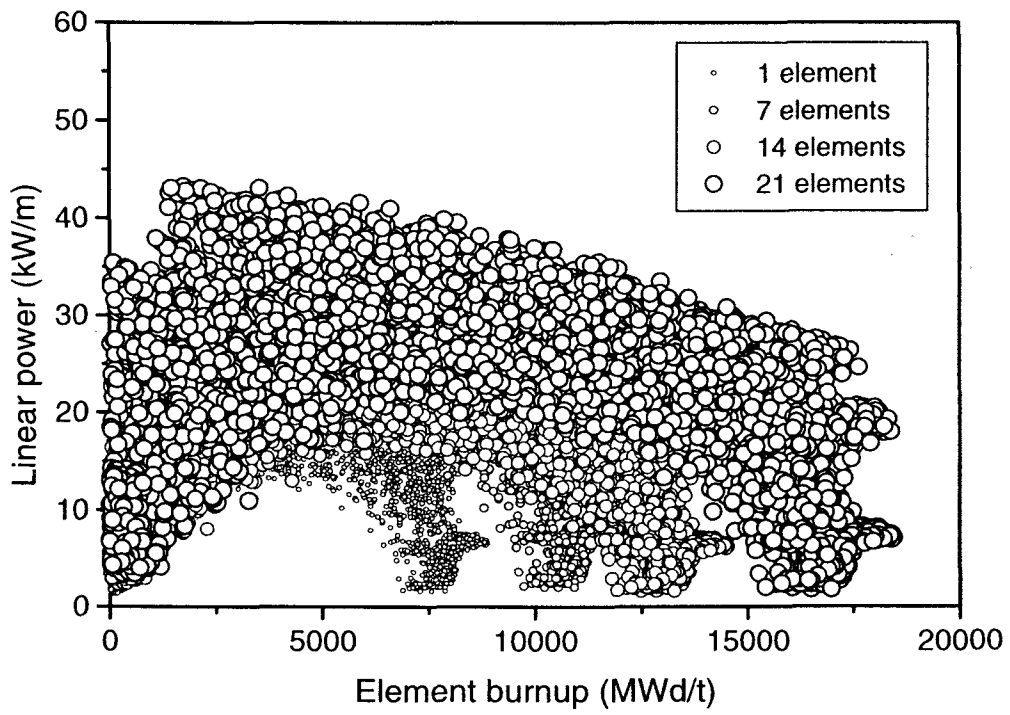


Figure 3.3-13 Element linear power of the DUPIC fuel core

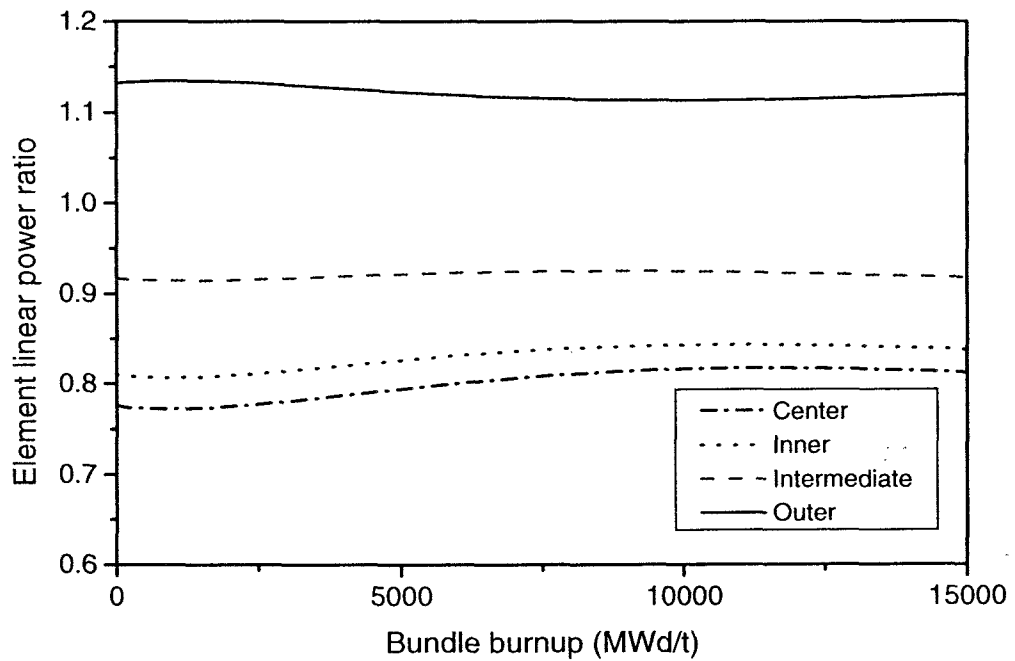


Figure 3.3-14 Relative ring power distributions of natural uranium fuel bundle

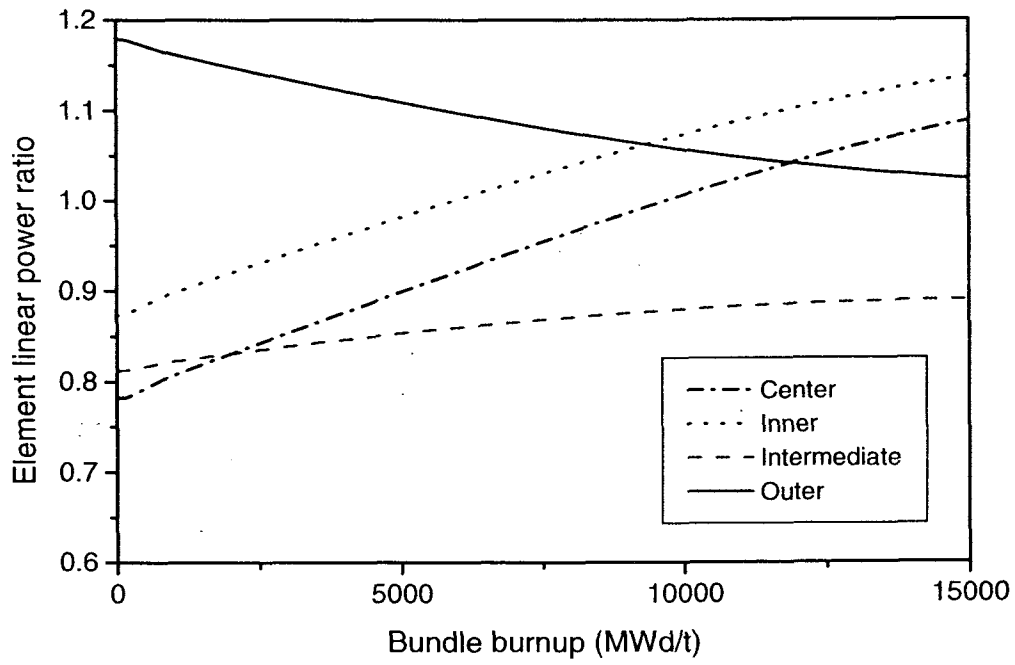


Figure 3.3-15 Relative ring power distributions of the DUPIC fuel bundle

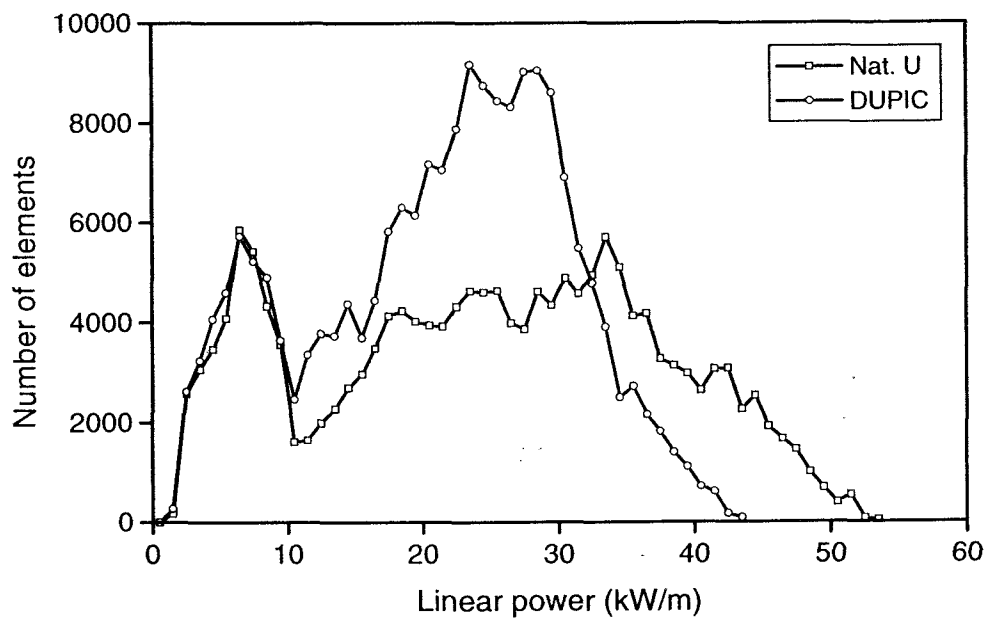


Figure 3.3-16 Fuel element linear power distribution

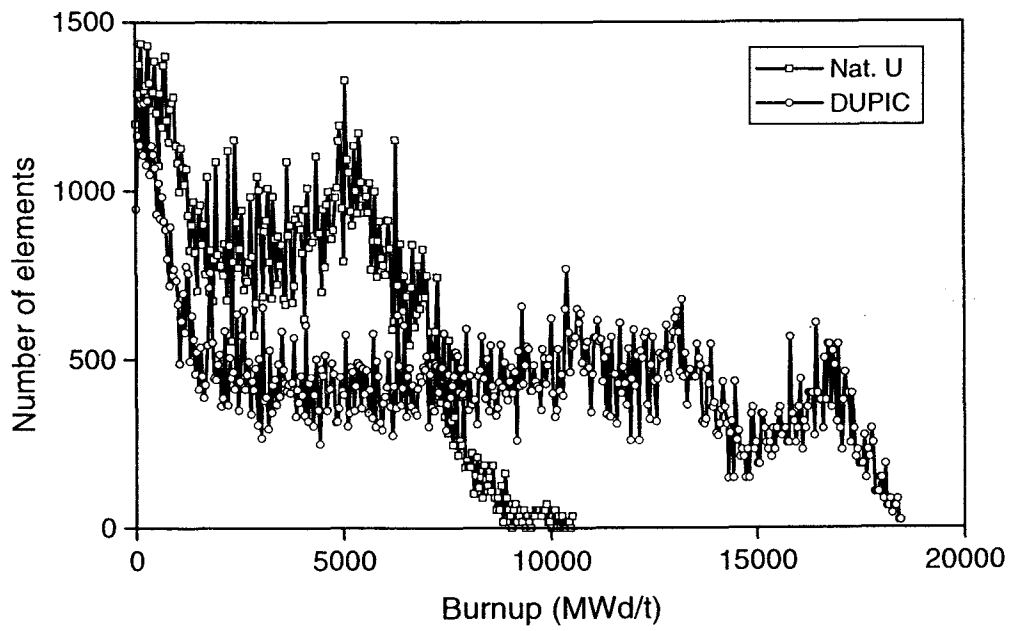


Figure 3.3-17 Fuel element burnup distribution

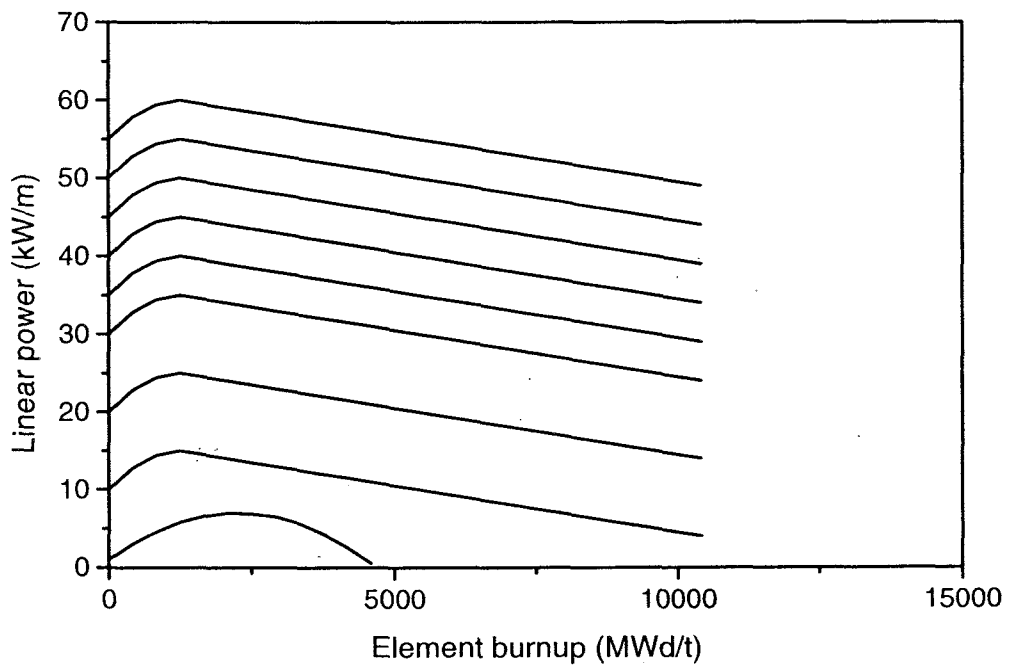


Figure 3.3-18 Power envelope of the natural uranium fuel

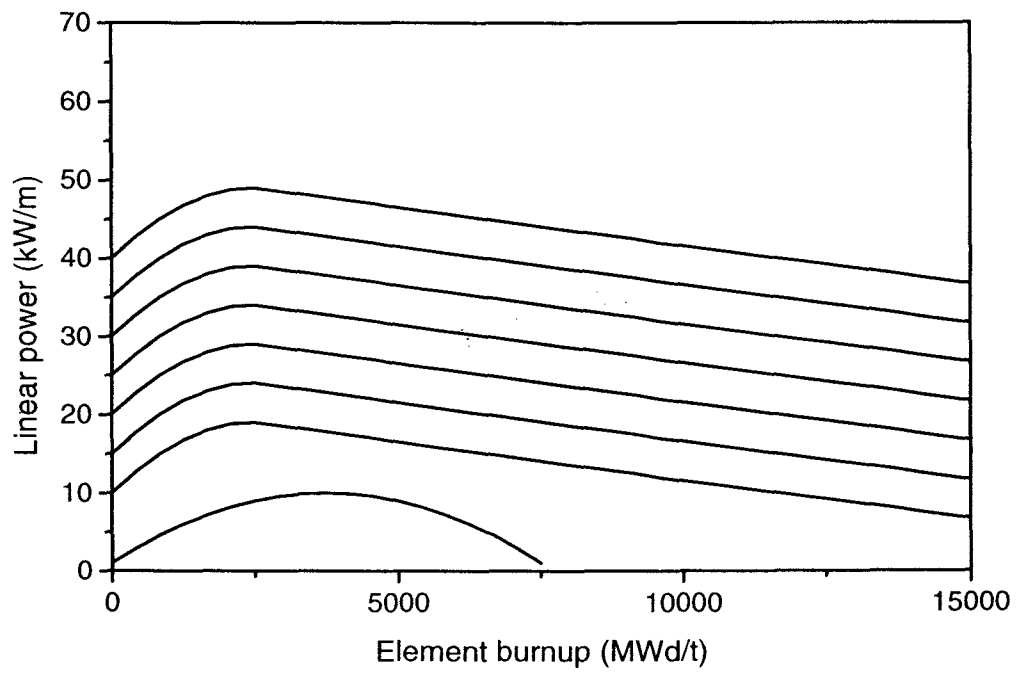


Figure 3.3-19 Power envelope of the DUPIC fuel

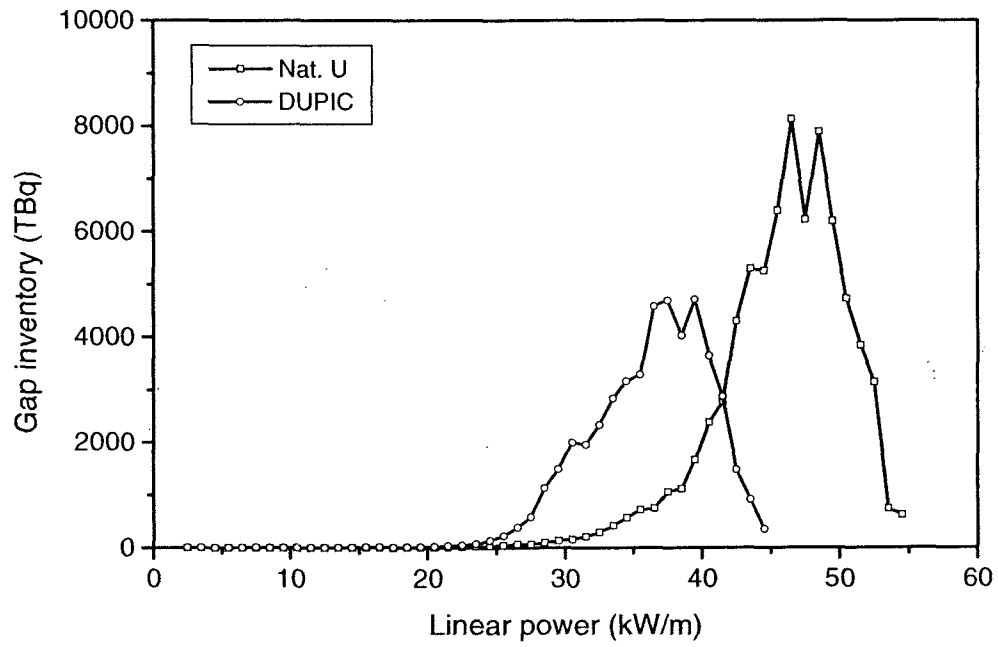


Figure 3.3-20 Gap inventory distribution as a function of linear power

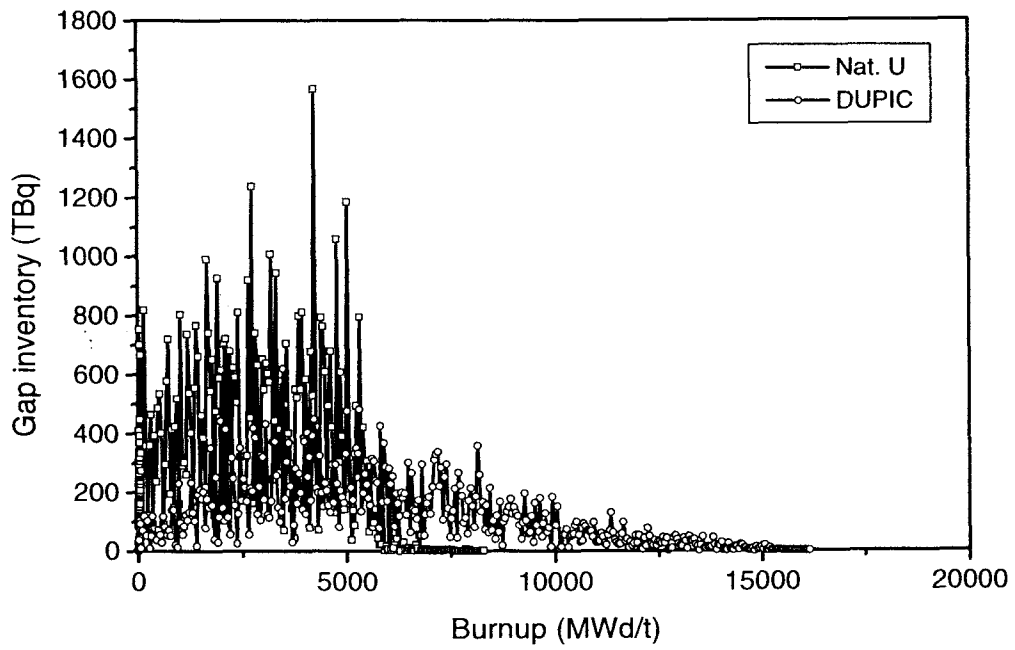


Figure 3.3-21 Gap inventory distribution as a function of fuel burnup

3.4 사고 해석

중수로에 듀픽 핵연료를 장전할 경우 안전성은 듀픽 핵연료 양립성 평가의 일환으로 평가된 바 있다.[9,10] 듀픽 핵연료 다발은 캔플렉스[11] 핵연료 다발의 기계적 설계 요건을 만족하도록 설계 및 제작되었으며 기하학적인 특성은 캔플렉스와 동일하다. 그러나 핵연료의 구성성분이 다르며 노심 내에서 핵연료 관리 방안의 차이로 듀픽 핵연료 노심의 정상상태 출력 분포는 기존 천연 우라늄 핵연료 장전 노심에 비해 매우 상이하게 나타난다. 따라서 노심 사고시 임계 출력, 피복재 온도, 핵연료 온도, 피복재 변형 등의 천이 상태의 거동은 기존 핵연료 장전 노심과 비교하면 매우 상이할 것으로 예상된다.

3.4.1 원자로 안전성 설계 요건 검토

중수로에서는 2가지의 정지 시스템이 요구되는데 이는 순간적인 정지계통의 실패를 보상하기 위한 것이다. 제 1 정지계통은 정지봉으로 구성되며, 제 2 정지계통은 중성자 흡수 용액 주입 계통으로 구성된다. 정지계통의 주요 기능은 다음과 같다.[12]

- 각 정지 계통은 원자로 정지와 미 임계를 유지하기 위한 충분한 반응도를 확보해야 한다.

- 정지 계통은 핵연료 손상으로 인한 주요 열전달 계통의 건전성 상실을 막을 수 있도록 작동하여야 한다.
- 정지 계통은 예상되는 운전 천이 상태에 대해 자동적으로 작동되어야 하면 핵연료의 손상은 막아야 한다.
- 각 정지 계통은 최소 허용 성능 요건(Minimum Acceptable Performance Specification)을 유지하여야 한다.

정지 봉은 카드뮴 튜브로 내부와 외부 피복재는 스테인레스 스틸로 이루어져 기계적인 강도를 높였다. 카드뮴은 중성자 흡수체 역할을 하게 된다. 튜브는 끝단이 열려져 있으며 중수 감속재가 봉 내부로 통과하여 노심으로 흐르게 되어있다. 정지봉은 기존 천연 우라늄 장전 노심에 대해 최적화 되어있다. 제 2 정지계통에서는 중성자 흡수 용액이 가돌리늄 나이트라이드 형태로 중수에 용해되어 있으며 6개의 노즐을 통해 매우 빠른 속도로 감속재에 주입된다. 수직 또는 수평 방향으로 배열된 정지봉과 주

입 노즐은 그림 3.4-1에 나타나 있다.

사고해석에서는 1차 냉각계통의 주입부분보다 손상 크기가 큰 가상 사고의 영향을 평가하는데, 이러한 사고는 많은 수의 핵연료 채널에서 핵연료 냉각을 저하시킬 수 있기 때문이다. 이러한 가상 사고에서는 핵연료 피복재의 온도 상승으로 핵연료의 손상을 초래하며 그 결과 핵분열 생성물의 누출이 생기게 된다. 이러한 파손에 대한 안전 해석은 설계 분석과 안전 계통 성능의 유효성을 평가하는 기초 자료를 제공한다.

3.4.2. 해석 방법 및 가정

중수로 핵연료의 건전성과 관련된 주요 안전 변수들은 최종 안전성 분석 보고서에 기술된 다양한 설계 기준 사고에 대해 분석되었으며 검토되었다.[13] 대형 냉각재 상실사고에서 주요한 안전 변수는 채널의 유동률, 압력, 핵연료 온도, 피복재 온도, 피복재 변형, 압력관 온도, 압력관 변형 등이다. 안전 변수에 심각하게 영향을 주는 설계 변수는 핵연료 집합체와 압력관의 기하학적인 특성(예, 핵연료 소결체 밀도, 소결체 직경, 피복재 두께, 압력관 두께 등), 원자로의 출력 분포, 핵연료 집합체와 핵연료 채널의 냉각재 특성 등이다.

노물리 모델

듀픽 핵연료를 장전한 중수로의 정상 운전 조건은 천연 우라늄을 장전한 경우와 동일하다. 안전 해석을 위해서는 최소 허용 성능 요건 하에서 격자상수를 생산하는데 이는 안전 해석에서 전형적으로 사용하는 방법이다. 최소 허용 성능 요건은 다음과 같은 주요한 특징을 갖는다.

- (1) 30년 운전 후 크립된 튜브의 조건: 압력관의 직경은 약 2.5% 정도 증가한다고 가정한다. 압력관의 외경은 압력관의 부피가 초기 노심 조건과 같게 유지되도록 조정한다.
- (2) 장시간 정지 후 가동: 장시간 정지조건은 조사된 핵연료 내에서 ^{135}Xe 이 완전히 붕괴되는 것을 의미한다. 103% 출력에서 냉각재 상실 사고가 발생하며 원자로는 보론 농도에 의해 임계가 유지되었다고 가정한다. 장시간 정지 후 평형 상태의 듀픽

핵연료 장전 노심에 대하여 임계에 도달하기 위해서는 2.4 ppm의 보론 농도가 필요하다.

- (3) 출력 분포 불균형: 파손된 영역의 출력 분포는 건전한 영역의 경우에 비해 약 8% 높다고 본다.

안전성 분석을 위해 평형 노심이 고려되었는데, 이는 핵연료가 연소 후 플루토늄을 부분적으로 포함하고 있어 안전성 측면에서 초기 노심 상태보다 좋지 않는 조건이 된다. 평형노심 운전조건에 대해 정상 상태 및 장시간 정지 후 재가동 상태에 대해 핵연료 조성 및 라이브러리를 생산한다. 그 후에 최소 허용 성능 조건과 같은 비정상 원자로 상태가 냉각재 상실사고의 초기 조건으로 사용된다. 정상 또는 비정상 상태에서 듀픽 핵연료 다발의 격자 특성은 다양한 핵연료 온도, 냉각재 밀도, 냉각재 온도 등이 대하여 WIMS-AECL[14] 격자 코드를 사용하여 계산한다. 평형 노심은 RFSP[15] 코드의 SIMULATE 모듈을 사용하여 모사하며 연소 노심의 채널 크립 영향을 고려한다. 냉각재 상실사고 해석은 RFSP 코드의 CERBERUS 모듈을 사용하여 수행한다. CERBERUS 모듈은 CATHENA[16] 코드와 열수력 자료(냉각재 밀도, 냉각재 온도, 핵연료 온도 등)를 통해 연계된다. 격자 특성은 10개의 서로 상이한 열수력 채널에 대해 계산되는데, 각 채널은 CATHENA 계산에서 서로 다른 냉각재 밀도를 갖게 된다.

CATHENA 해석 모델

듀픽 핵연료 장전 노심의 출력과 채널 유량 분포를 37-봉 천연우라늄을 장전한 노심과 비교하였으며 그 결과는 그림 3.4-2와 3.4-3에 각각 나타나 있다. 듀픽 핵연료 장전 노심의 경우 채널 출력 대 유량 비율과 임계 출력 비율의 분포는 천연 우라늄 핵연료를 장전한 경우와 유사하게 산출되었다. 따라서 그림 3.4-4에 도시한 일반적인 중수로에 사용되는 10-채널 모델이 듀픽 핵연료 장전 노심의 안전성 분석에도 적용 가능할 것으로 판단하였다.

국부적인 출력 분포는 CATHENA 노드에서 생성된 출력, 냉각재 밀도, 냉각재 온도, 핵연료 온도 등을 통해 열수력 조건과 연계된다. CERBERUS에서는 시간간격의 마지막 부분에서 3차원 노심 출력 분포를 결정하게 되는데 여기에는 CATHENA 코드

에서 생성된 채널 냉각재 밀도, 냉각재 온도 그리고 핵연료 온도가 이용된다. 그 후 CATHENA 코드에서는 이 출력 분포가 다음 시간 단계에서의 채널 노드의 냉각재 밀도, 냉각재 온도, 핵연료 온도를 예상하는데 이용된다. 이러한 연계 계산에서 시간 간격은 약 0.1 초로 매우 짧으며 정지봉이 충분히 삽입될 때까지는 짧은 시간 간격을 사용된다. 정지봉 삽입이 완료되면 증성자속이 비교적 완만하게 변하므로 긴 시간 간격을 사용한다.

- (1) 시스템 노드: 열전달 시스템 해석을 위해 2-루프 네트워크 모델이 사용되었다. [17] 노심을 통과하는 파손 하류 부분은 7개의 평균 채널로 모사되었는데, 각 채널에서는 출력, 채널 높이 및 헤더/피더 연결 높이 등에서 차이가 있으며 세부 사항은 표 3.5-1에 자세히 기술되어 있다. 파손된 루프에서 되돌아오는 경로(95 채널)는 채널 그룹 3으로 지정되며, 건전한 루프는 채널 그룹 1과 2로 표시된다. 채널 노드 모델에 해당하는 CATHENA 노드는 그림 3.4-5와 3.4-6에 나타나 있다. 각 평균 채널의 노심 영역은 12개의 축방향 노드로 표시되며, 이는 노심 냉각재 밀도에 측에서 충분한 정확성을 보장한다.
- (2) 초기 정상 상태 조건: 채널 그룹과 초기 정상 상태에 대한 CATHENA 입력 자료는 표 3.4-2에 나타나 있다. 정상 상태는 냉각재 상실 사고 열수력 해석에서 사용된 것과 근본적으로 같다. 초기 정상 상태에서 가압기와 연결된 원자로의 출구 상부 압력은 10.03 MPa 로 설정되어 있으며 RFSP와 CATHENA의 반복계산을 통해 결정된다.
- (3) 천이 상태 모사: CATHENA 코드를 이용하여 천이 상태 해석을 수행한다. 트립 로직에 의해 감지되는 두 번째 제 1 정지계통 트립 신호에 의해 원자로가 운전 정지된다고 본다. 즉, 첫 번째 신호는 해석의 보수성을 위해 무시된다. 냉각재 상실 사고 해석으로부터 생성되는 출력 펄스는 비교적 짧은 시간 유지되기 때문에 출력 천이에 대하여 Class IV 출력(원자로 트립에 선행되어 일어날 것으로 예상되진 않음)의 손실에 의한 영향은 그다지 심각하지 않다.

3.4.3 냉각재 상실 사고 해석

냉각재 상실 사고는 파손 크기와 위치에 따라 다음과 같은 3 가지 설계 기준 사고에 대해 수행하였다.

- 55% 펌프 흡입 파손 (PSB55),
- 35% 원자로 입구 헤더 파손 (RIH35),
- 100% 원자로 출구 헤더 파손 (ROH100).

100% 파손의 크기는 파이프 단면적(파손크기의 표준 정의)의 2배인데 그 값은 0.2594 m^2 이다. PSB55, RIH35, ROH100의 파손 크기는 각각 0.16591 , 0.07455 , 0.2594 m^2 이다.

냉각재 상실 사고로 인한 대형 파손으로부터 야기되는 핵분열 생성물의 축적, 출력 펄스, 정지봉의 정적/동적 반응도 변화를 평가하였다. 그리고 냉각재 상실사고 해석의 결과로부터 핵연료의 건전성을 핵연료의 파손 한계를 근거로 조사하였다. 노물리 해석 코드인 RFSP와 열수력 코드인 CATHENA를 연계하여 해석을 수행하였으며, 출력 펄스는 3가지 설계 기준사고(PSB55, RIH35, ROH100)에 대해 다음과 같은 최소 허용 성능 요건 하에서 구하였다.

- 압력관의 크립 변형 (2.5 % 직경 방향 크립)
- 8시간 정지 후 가동 (임계를 유지하기 위하여 감속재 내의 보론 농도를 2.4 ppm으로 유지)
- 출력 불균형 (양단 출력 8% 차이)

원자로 천이 상태는 노심 출입구 헤더 또는 펌프 흡입구 배관의 문제로 야기되는 일차 열 전달 계통과 핵연료 채널의 파손에 의해 시작된다. 초기 정상 조건으로부터 시작하여 대형 냉각재 상실사고를 해석하는데, 일차 트립 신호는 무시하며, 백업 트립은 3가지 경우 모두 출력 로그 비율 트립에 의해 감지된다. 제 1정지계통의 실제 작동 시간은 PSB55와 RIH35, ROH100의 경우에 대해 각각 0.360, 0.318, 그리고 0.672 초이며 표 3.4-3에 요약되어 있다. 표 3.5-4는 원자로 트립후 첨두 반응도와 출력을 요약하여 정리하고 있다. ROH100과 비교하여 PSB55와 RIH35는 첨두 반응도와 출력이 상당히 일찍 일어나는데 이는 냉각재 상실사고로 인한 냉각기능의 손실 때문이다.

펌프 흡입구 파손

대형 냉각재 상실사고로 인한 천이상태에서는 출력 펄스가 0 초와 1 초 사이에서 중요한 역할을 하는데 이는 원자로 트립이 그 시간동안에 발생하기 때문이다. 파손된

루프의 임계 경로(Pass 4-1 에서 4-7)에서의 냉각재 밀도, 채널 출력, 핵연료 온도는 각각 그림 3.4-7, 3.4-8, 3.4-9에 도시하였다. 채널 1에서 3군에서는 냉각재 밀도가 변하지 않는다. 임계 경로의 냉각재 유동에 대하여 유동의 정체현상이 파손 후 짧은 기간 동안 발생하는데 이는 낮은 유동 속도에서 전형적으로 일어나는 현상으로 높은 출력 펄스를 초래한다. 임계 경로에 대한 채널의 보이드 비율의 변화 경향은 냉각재 밀도와 유동의 변화 경향과 일치한다. PSB55의 경우에 감압이 상당히 빠르게 진행하는데 이는 헤더가 파손된 펌프의 흡입구 부분에 가장 가까이 위치하고 있기 때문이다. 냉각재 온도는 서서히 증가하더라도 임계 경로의 핵연료 평균 온도는 1 초와 1.7 초 사이에서 급격히 증가한다. 그러나 첩두 온도는 여전히 1000 °C 이하로 유지되는 것으로 나타났다.

원자로 입구 헤더 파손

RIH35의 열수력적 거동은 PSB55의 경우와 유사한데 이는 두 경우 모두 냉각재가 정상적으로 유입되지 않기 때문이다. RIH35에 대해 냉각재 밀도와 채널 출력, 그리고 핵연료 온도를 그림 3.4-10, 3.4-11, 그리고 3.4-12에 도시하였다. 출력 펄스는 RIH35의 경우가 PSB55보다 약간 높게 나타나는데 이는 냉각재 밀도가 약간 빠르게 떨어지기 때문이다. 핵연료의 온도는 PSB55와 비교하여 약간 일찍 증가하나 여전히 1000 °C 이하로 유지된다.

원자로 출구 헤더 파손

ROH100의 경우 채널 냉각재 밀도 변화를 그림 3.4-13에 도시하였다. 임계 경로에서의 냉각재의 급속한 비등이 약 0.3~0.4 초 정도 지연되는 경우를 제외하고 RIH35의 경우와 유사한 천이 경향을 보이고 있다. 이러한 시간의 지연은 ROH100의 파손 위치가 RIH35의 파손 위치에 비해 임계 경로에서 더욱 멀리 떨어져 있기 때문이다. ROH100의 경우에 냉각재 비등 현상이 임계경로에서 급속히 발생한다. 채널 출력의 진동 폭은 그림 3.4-14에 나타나 있듯이 PSB55와 RIH35의 경우 그 차이가 그다지 크지 않는데 이는 냉각 능력이 아직 유지되고 있기 때문이다. 그림 3.4-15에서는 평균 핵연료 온도를 보여주는데 파손 직후 급속히 증가하다가 0.1 초 후에는 변화가 줄어들면서 1000 °C 정도에 도달하게 된다.

3.4.4 핵연료 건전성 분석

핵연료 건전성 분석은 파손 후 3 초에 핵연료내 에너지 누적량을 기준으로 하며, 이를 핵연료 파손 하한치와 비교하여 건전성을 평가하였다. 중수로 핵연료 파손에 대한 최소 에너지는 840 J/g인데 이는 200 cal/g에 해당한다. 각 천이상태에 대해 파손 후 3 초에 핵연료에 누적되는 에너지 함량은 무게 20.8 kg의 산화물 핵연료(18.4 kgU)에서 출력 935 kW 상태의 핵연료 다발 중 최대 출력 봉에 대하여 계산이 수행되었으며, 그 상태에서 핵연료 봉은 가장 큰 시간 적분 출력을 갖는 핵연료 다발이 경험하는 출력 펄스와 동일한 출력 이력을 갖는다고 가정한다. 전출력 상태에서 최대출력 봉의 초기 저장 에너지는 CATHENA 결과로부터 구해지는 최대출력 봉의 평균 온도(약 1053°C)와 이산화우라늄 비열(0.32 J/g)로부터 구해진다. 상온 상태(20°C)를 기준으로 최대출력 봉의 저장 에너지는 $0.32 \times (1053 - 20) \text{ J/g} = 331 \text{ J/g} = 0.331 \text{ kWsec/g}$ 로 추정할 수 있다. 평형 노심 상태에서 평균 핵연료 봉과 최대출력 봉의 출력 비율이 1.093 정도이기 때문에 935 kW 핵연료 다발에 해당하는 최대출력 봉의 초기 출력은 다음과 같이 주어진다.

$$\text{- 전출력에서 최대출력 봉의 출력} = \frac{935}{43} \times 1.093 \text{ kW} = 23.8 \text{ kW}$$

$$\text{- 핵연료 봉 당 핵연료의 총량} = 0.451 \text{ kg UOX.}$$

3 초 동안 핵연료에 누적되는 펄스 에너지는 IPS(Initial Power Second)로 정의되며 PSB55에서는 4.29, RHI35에서는 4.55, 그리고 RHO100에서는 4.17 이다. PSB55에 대하여 3 초 후 핵연료의 최대 에너지 누적량은 다음과 같이 구해진다.

$$0.331 \text{ kWsec/g} + \frac{4.29 \times 23.8}{451} \text{ kWsec/g} = 556.4 \text{ J/g.}$$

이와 같은 과정으로 RHI35와 ROH100에 대하여 계산하면 최대출력 봉의 최대 에너지 누적량은 각각 571와 551 J/g으로 구해진다. 이 수치들을 핵연료의 파손 하한치인 840 J/g과 비교하면, 각 경우에 대해 284, 269 그리고 289 J/g 낮게 되며 이 값을 여유도로 환산하면 34%, 32% 그리고 34%에 해당한다.

Table 3.4-1 Channel nodalization

Channel type	Number of fuel channel	Property	Fuel channel power
1	95	Intact loop	
2	95	Intact loop	
3	95	Pass upstream of break (non-critical pass) in broken loop	
4	16	Mid-high elevation, inner core Low header/feeder connection	> 6 MW
5	8	Mid-high elevation, inner core High header/feeder connection	> 6 MW
6	15	Mid-low elevation, inner core Low header/feeder connection	> 6 MW
7	9	Mid-low elevation, inner core High header/feeder connection	> 6 MW
8	16	Highest elevation, outer core Low header/feeder connection	< 6 MW
9	16	Mid-elevation, outer core Low header/feeder connection	< 6 MW
10	15	Lowest elevation, inner core Low header/feeder connection	< 6 MW

Table 3.4-2 Initial condition of the LOCA analysis

	Operation data
1. Reactor power	2061.4 MWth
2. Power distribution	8.0% power tilt to the left half of the core viewed from the pressurizer-fixed end
3. Maximum bundle power	7292.80 kWth
4. Maximum channel power	843.04 kWth
5. Inlet header No.8 pressure	11.34 MPa
6. Outlet header No. 5 pressure	10.03 MPa
7. Inlet header No.6 pressure	11.35 MPa
8. Outlet header No. 7 pressure	10.03 MPa
9. Inlet header No.2 pressure	11.34 MPa
10. Outlet header No. 3 pressure	10.04 MPa
11. Inlet header No.4 pressure	11.35 MPa
12. Outlet header No. 1 pressure	10.03 MPa

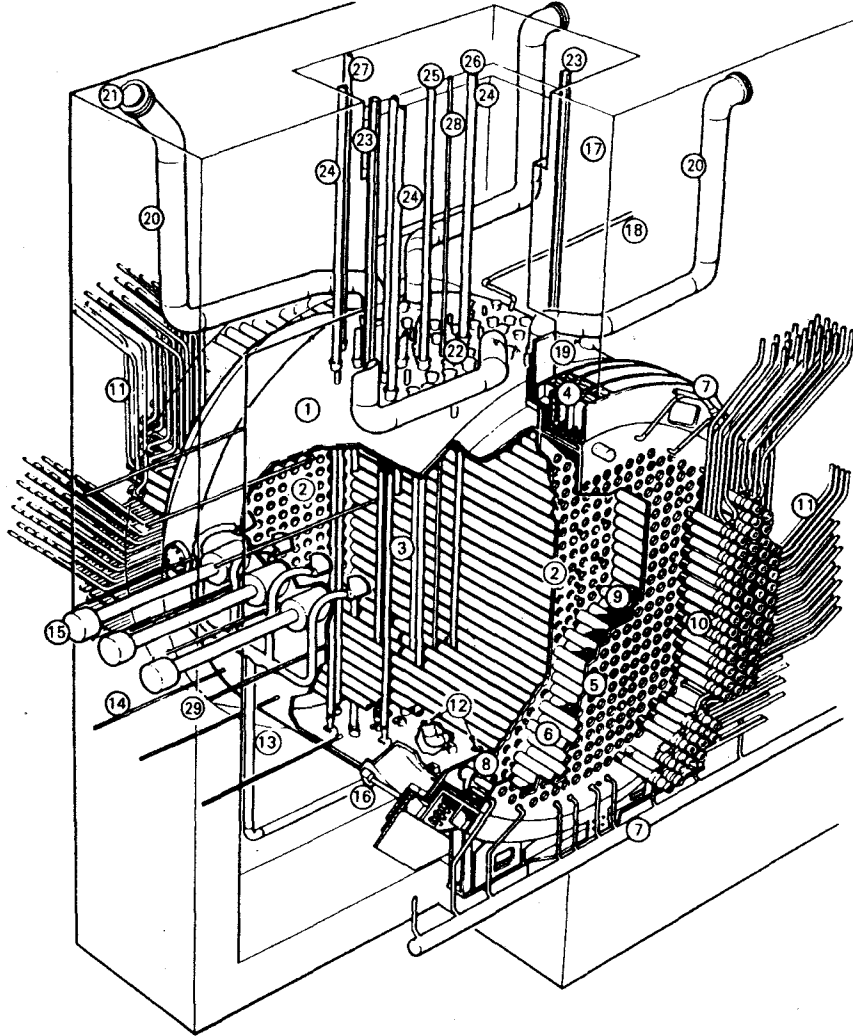
Table 3.4-3 Comparison of actuation time of shutdown system 1 for various transients

Break	Nature of SDS-1 backup trip	Actuation time of SDS-1 (sec after break)	Origin of shutoff-rod drop curve* (sec after break)
55% PSB	Rate-of-log-power	0.360	0.376
35% RIH	Rate-of-log-power	0.318	0.334
100% ROH	Rate-of-log-power	0.672	0.688

* 16 ms is added to consider the current to the clutch cutoff.

Table 3.4-4 Peak reactivity and time for various transients

Break		Peak value	Time to reach peak (sec)
55% PSB	Peak reactivity (mk)	3.798	0.887
	Peak total power	2.916	1.084
	Peak amplitude	3.054	1.084
	Peak power of the broken loop	3.501	1.084
	Channel 10	4.041	1.195
35% RIH	Peak reactivity (mk)	3.826	0.845
	Peak total power	2.993	1.042
	Peak amplitude	3.135	1.042
	Peak power of the broken loop	3.485	1.042
	Channel 10	4.041	1.153
100% ROH	Peak reactivity (mk)	3.449	1.199
	Peak total power	2.457	1.396
	Peak amplitude	2.561	1.396
	Peak power of the broken loop	2.842	1.396
	Channel 10	3.236	1.507



- | | |
|--------------------------------------|-----------------------------------|
| 1 CALANDRIA | 15 ION CHAMBER |
| 2 CALANDRIA SHELL | 16 EARTHQUAKE RESTRAINT |
| 3 CALANDRIA TUBES | 17 VAULT WALL |
| 4 EMBEDMENT RING | 18 VAULT COOLING PIPES |
| 5 FUELING TUBESHEET | 19 MODERATOR OVERFLOW |
| 6 END SHIELD LATTICE TUBES | 20 PRESSURE RELIEF PIPES |
| 7 END SHIELD COOLING PIPES | 21 PRESSURE RELIEF DISC |
| 8 INLET-OUTLET STRAINER | 22 REACTIVITY CONTROL ROD NOZZLES |
| 9 STEEL BALL SHIELDING | 23 VIEWING PORT |
| 10 END FITTINGS | 24 SHUTOFF ROD |
| 11 FEEDER PIPES | 25 ADJUSTER ROD |
| 12 MODERATOR OUTLET | 26 CONTROL ABSORBER ROD |
| 13 MODERATOR INLET | 27 ZONE CONTROL ROD |
| 14 FLUX MONITOR AND POISON INJECTION | 28 VERTICAL FLUX MONITOR |

Figure 3.4-1 Configuration of CANDU-6 shutdown system

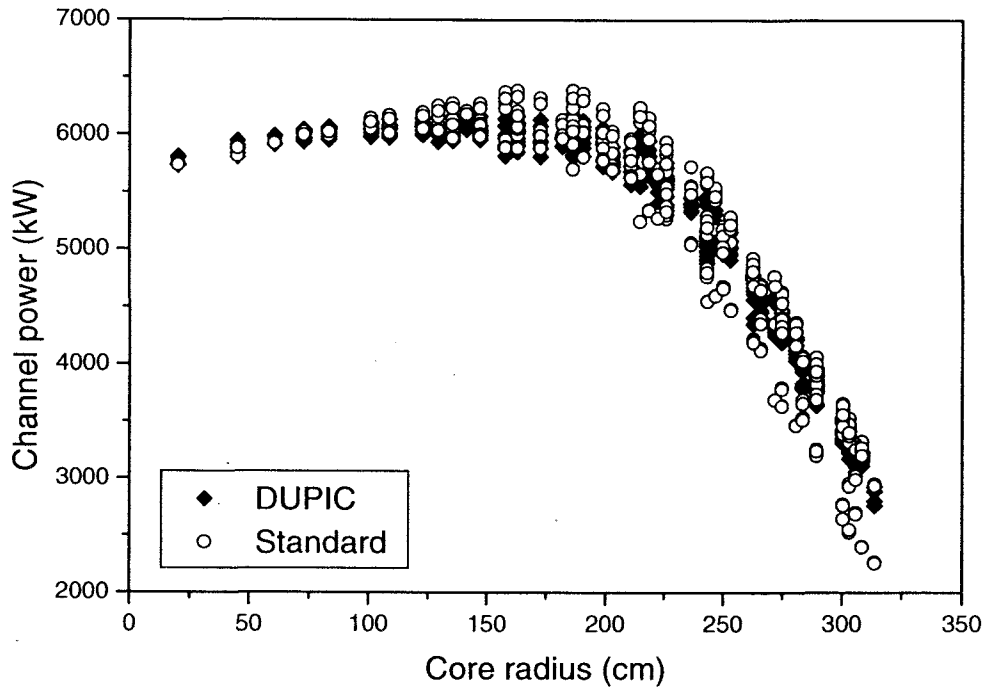


Figure 3.4-2 Comparison of channel power distribution

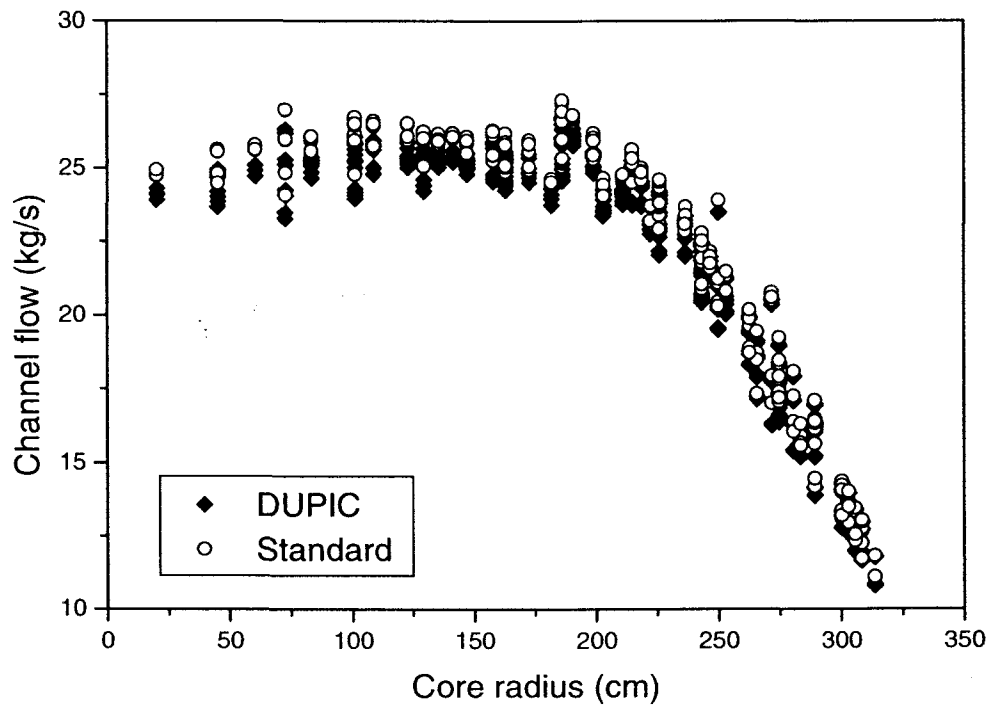


Figure 3.4-3 Comparison of channel flow distribution

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22	
A									8	3	8	1	2	1									
B						8	3	8	3	8	3	2	1	2	1	2	1						
C					8	3	8	3	8	3	8	1	2	1	2	1	2	1					
D				8	3	8	3	8	3	4	3	2	1	2	1	2	1	2	1				
E			8	3	8	3	8	3	4	3	5	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	
F			3	8	3	4	3	4	3	4	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	
G		3	9	3	9	3	4	3	4	3	4	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	1
H		9	3	9	3	4	3	4	3	5	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	2
J	9	3	9	3	5	3	5	3	5	3	4	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	1
K	3	9	3	5	3	5	3	5	3	5	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	2
L	9	3	9	3	4	3	4	3	5	3	4	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	1
M	3	9	3	4	3	6	3	6	3	7	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	2
N	9	3	9	3	6	3	6	3	7	3	7	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	1
O	3	9	3	6	3	6	3	6	3	7	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	2
P		3	9	3	9	3	9	3	6	3	7	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	1
Q		10	3	9	3	6	3	6	3	7	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	2
R			10	3	10	3	10	3	6	3	7	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	
S			3	10	3	10	3	10	3	7	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2	
T				3	10	3	10	3	6	6	7	1	2	1	2	1	2	1	2	1	2		
U					3	10	3	10	3	10	3	2	1	2	1	2	1	2	1	2			
V						3	10	3	10	3	10	1	2	1	2	1	2						
W									3	10	3	2	1	2									

- Group 1 : Core pass 1 (loop 1)
- Group 2 : Core pass 2 (loop 1)
- Group 3 : Core pass 3 (loop 2)
- Group 4 to 10: Core pass 4 (loop 2)

Figure 3.4-4 Channel nodalization of the 10-channel model

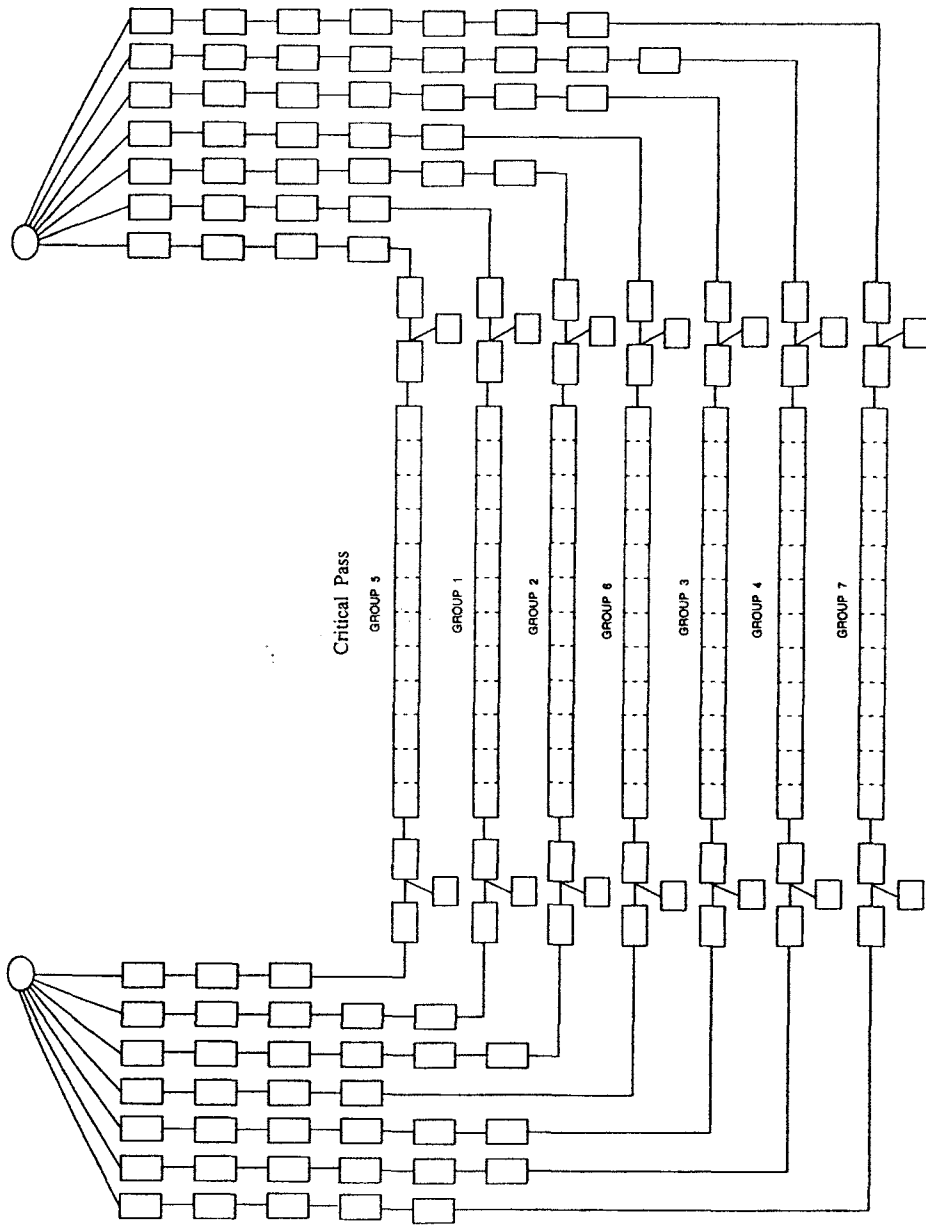


Figure 3.4-6 Nodalization diagram of multiple average channel for core pass

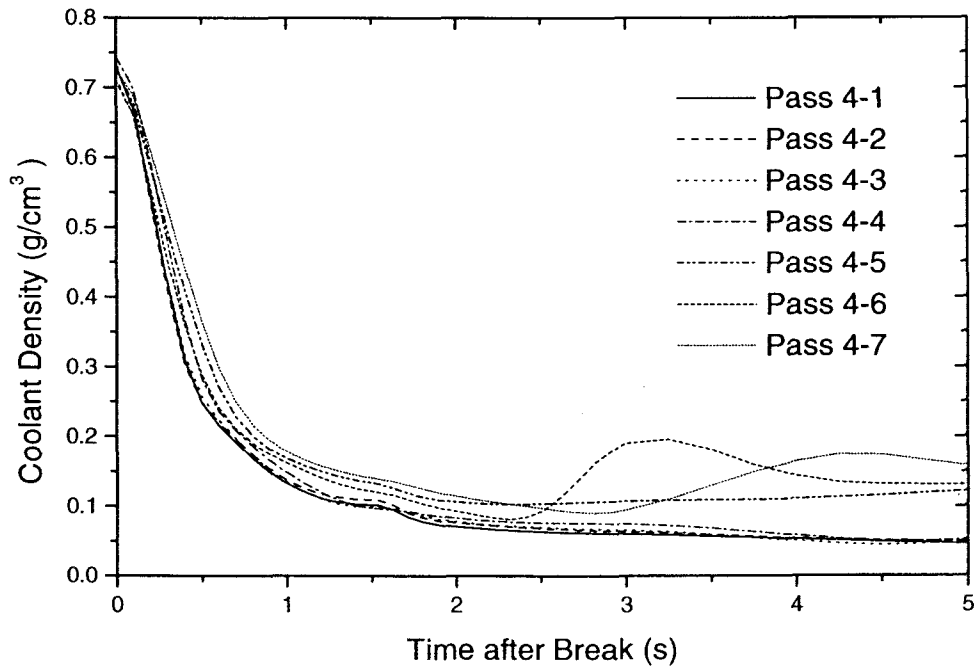


Figure 3.4-7 Channel coolant density (Pass 4-1 to 4-7, PSB55)

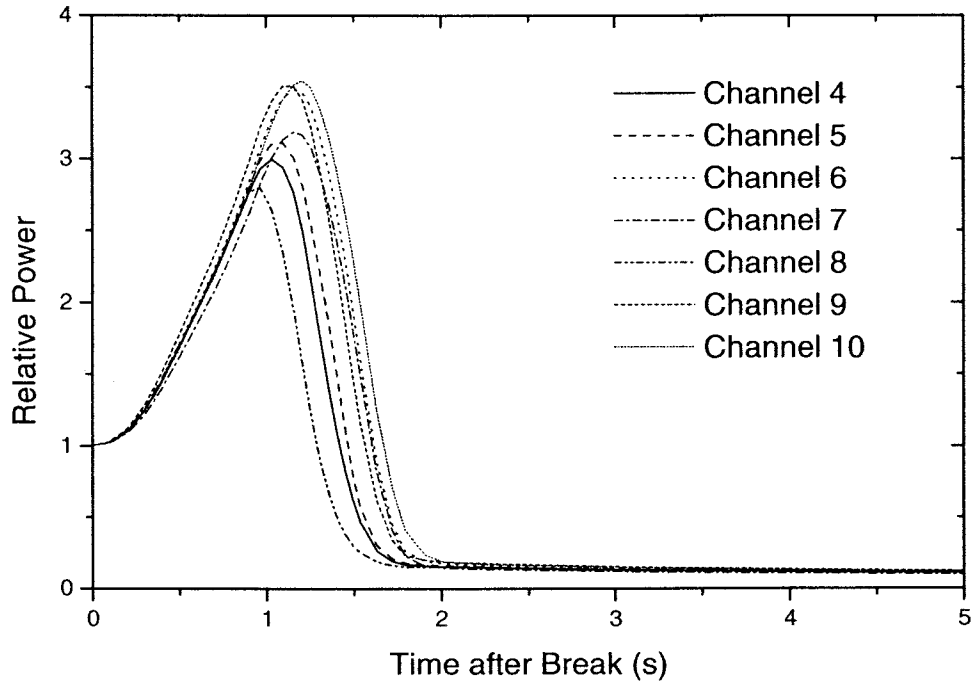


Figure 3.4-8 Power transient for critical channel (PSB55)

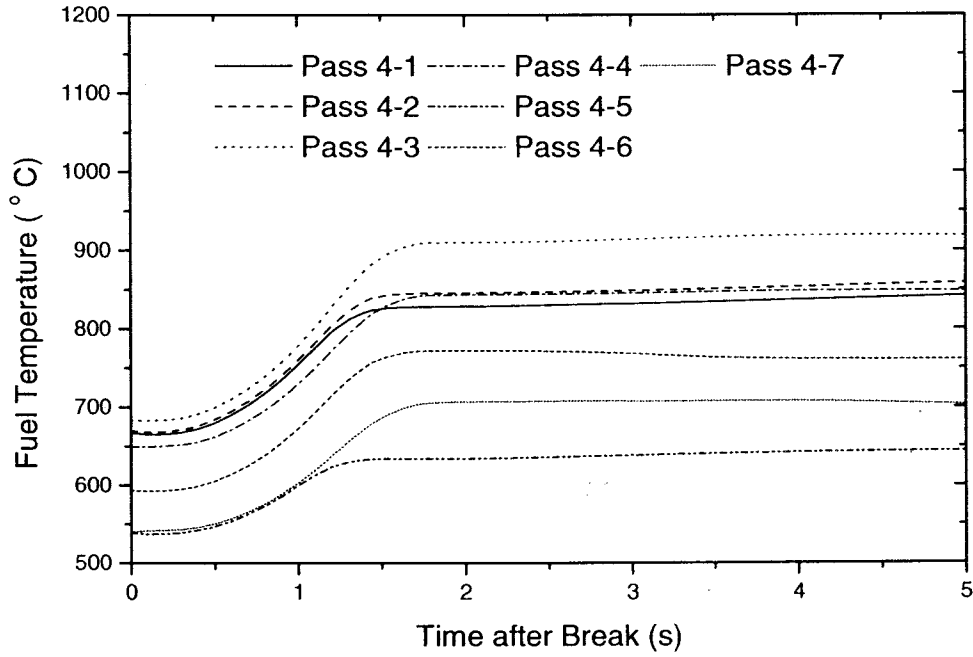


Figure 3.4-9 Average fuel temperature (Pass 4-1 to 4-7, PSB55)

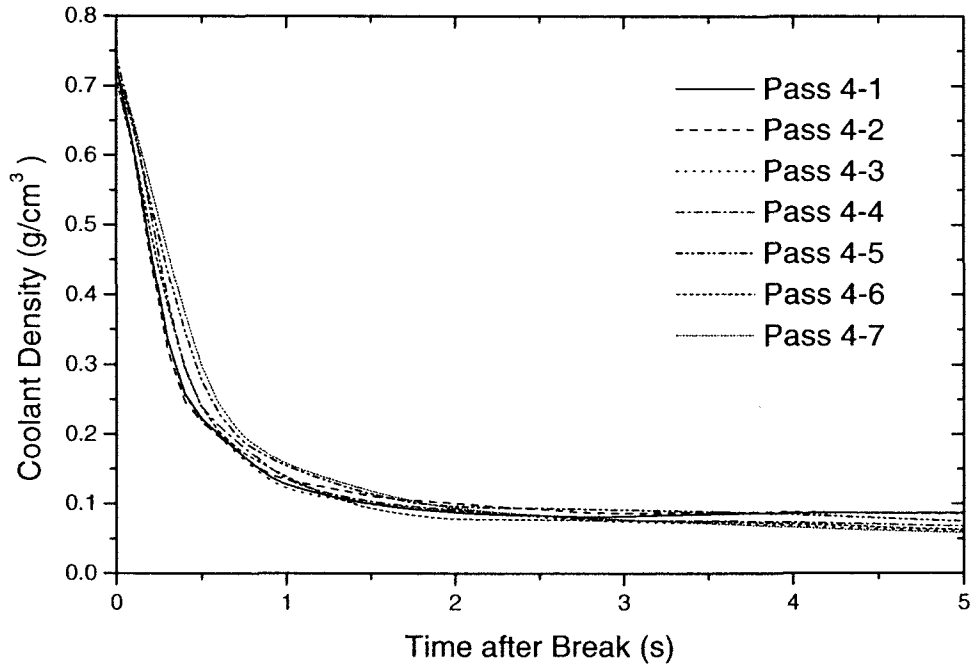


Figure 3.4-10 Channel coolant density (Pass 4-1 to 4-7, RIH35)

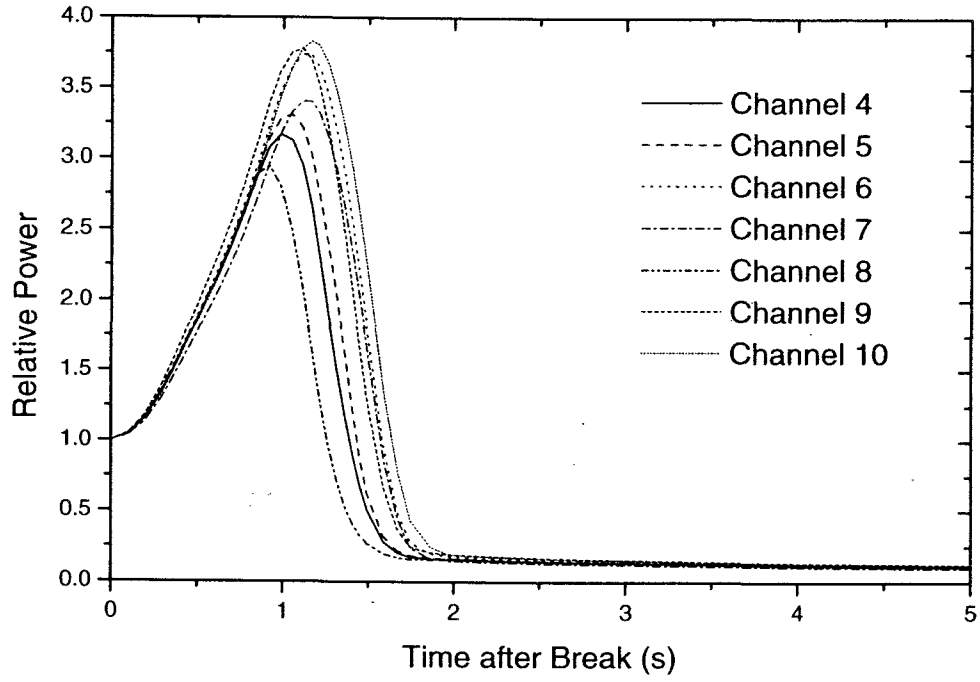


Figure 3.4-11 Power transient for critical channel (RIH35)

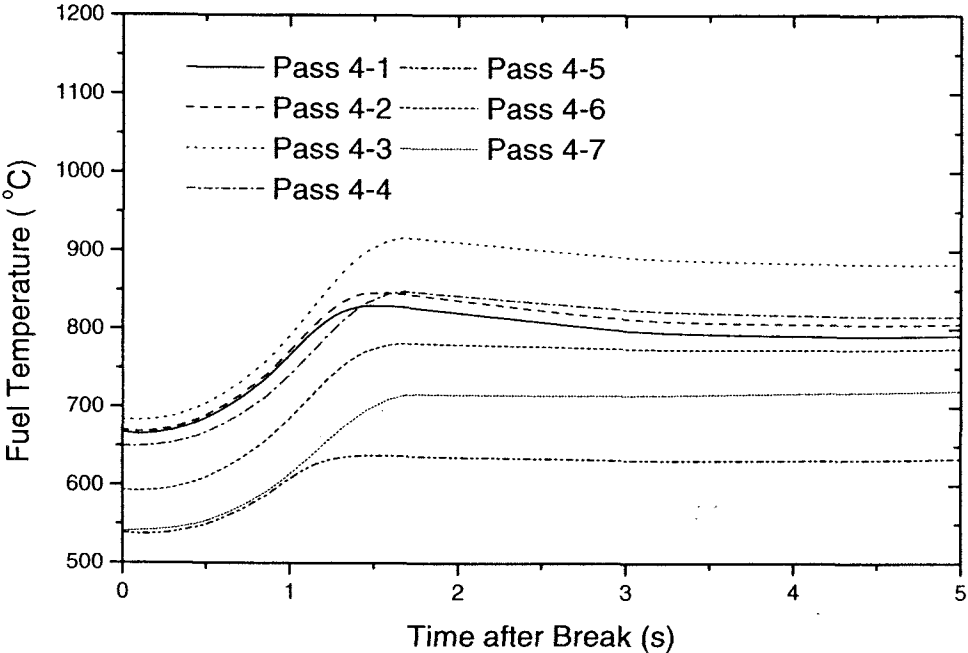


Figure 3.4-12 Average fuel temperature (Pass 4-1 to 4-7, RIH35)

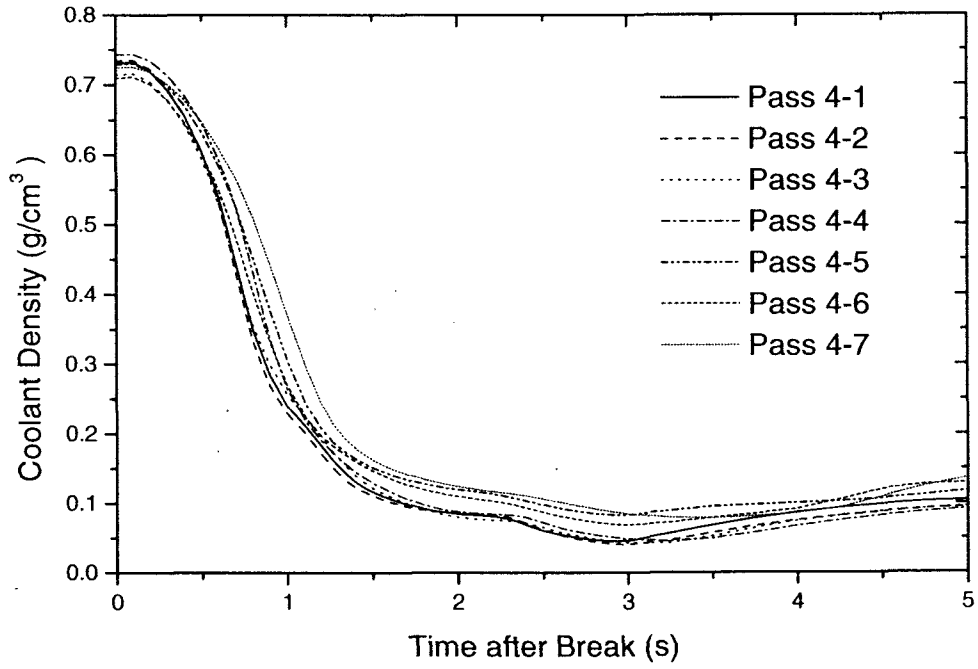


Figure 3.4-13 Channel coolant density (Pass 4-1 to 4-7, ROH100)

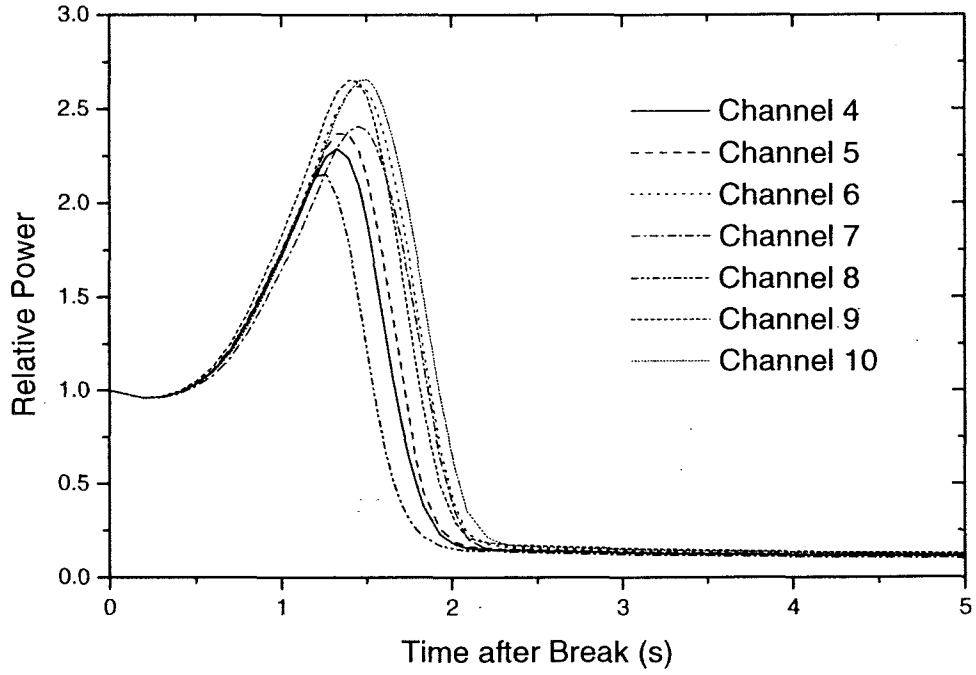


Figure 3.4-14 Power transient for critical channel (ROH100)

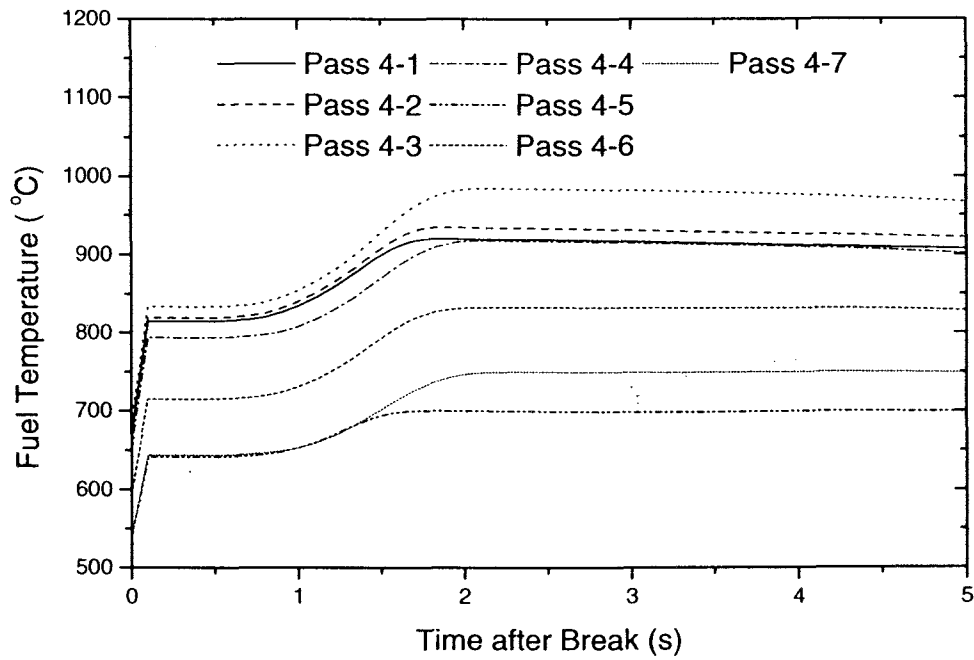


Figure 3.4-15 Average fuel temperature (Pass 4-1 to 4-7, ROH100)

3.5 참고문헌

1. "Poison Injection Code - ALITRIG," Version 1.10, TTR-372, Atomic Energy of Canada Limited, 1991.
2. AEA Technology, "CFX-4.2: Solver Manual," CFX International, 1997.
3. 채경명, "생성항을 이용한 중수로 주입계통의 중성자 흡수용액의 유동 및 농도해석," 기계설계공학과 열유체 및 제어전공 석사논문, 충남대학교, 2001.
4. S.A. BAJWA, "Validation of the new version of ALITRIG code using test rig results," 74-34700-AR-001, Atomic Energy of Canada Limited, 1991.
5. B.W. RHEE et al., "A CFD Model for High Pressure Liquid Poison Injection for CANDU-6 Shutdown System No.2," ICONE-10, Arlington, April 14-18, 2002.
6. M. TAYAL, "ELESTRES Code Description," AECL-9331, Atomic Energy of Canada Limited, 1987.
7. J.E. SUICH and H.C. HONECK, "The HAMMER System," DP-1064, Jan. 1967.
8. E.A. VILLARINO, "HELIOS: Angularly Dependent Collision Probabilities," *Nucl. Sci. Eng.*, **112**, p.16, 1992.
9. C.J. JEONG and H. CHOI, "Compatibility Analysis on Existing Reactivity Devices in CANDU 6 Reactors for DUPIC Fuel Cycle," *Nucl. Sci. Eng.*: **134** (3), pp.265-280, March 2000.
10. T.M. KIM et al., "Preliminary LBLOCA Dose Assessment for DUPIC Fuel Core," Proc. of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Gwangju, Korea, May 23-24, 2002.
11. A.D. LANE, J. GRIFFITHS and I.J. HASTINGS, "The Role of the New CANFLEX Fuel Bundle in Advanced Fuel Cycles for CANDU Reactors," Canadian Nuclear Society 10th Annual Conference, Ottawa, 1989.
12. "Design Manual: CANDU 6 Generating station Physics Design Manual", 86-03310-DM000, Rev. 1, Atomic Energy of Canada Limited, 1995.

13. "Final Safety Analysis Report Wolsong Nuclear Power Plant Units No. 2, 3, 4," Korea Power Engineering Company, 1997.
14. J.V. DONNELLY, "WIMS-CRNL: A User's Manual for the Chalk River Version of WIMS," Atomic Energy of Canada Limited, 1986.
15. D.A. JENKINS and B. ROUBEN, "Reactor Fuelling Simulation Program - RFSP: User's Manual for Microcomputer Version," TTR-321, Atomic Energy of Canada Limited, 1991.
16. B.N. HANNA, "CATHENA: A Thermal-hydraulic Code for CANDU Analysis," *Nuclear Engineering and Design*, **180**, pp.113-131, 1998.
17. S. LAM, T.M. KIM and N.H. LEE, "Large Loss of Coolant Accident (Large LOCA)," Wolsong NPP 234, 86-03500-AR-029, Rev. 1, Korea Atomic Energy Research Institute, Atomic Energy of Canada Limited, 1995.

제 4 장. 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발

BLANK

4. 건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발

본 연구에서는 제 4세대 원전 핵연료주기 그룹(Fuel Cycle Cross-cut Group)에서 고려하고 있는 여러 가지 가능한 핵주기(비순환, 핵분열성 물질 부분 재순환, 핵분열성 물질 전체 재순환, 모든 악티나이드 재순환) 및 핵연료 특성들에 대한 전체적인 현황을 파악한다.[1] 또한, 핵연료주기 그룹에서 사용한 DYMOND[1,2] 코드를 분석하고 이를 이용한 국내 핵주기 분석 모델 및 건식 산화물 핵주기 모델 개발 결과를 기술한다.

4.1 미래형 핵주기 기술현황 분석

핵연료주기는 우라늄 광석의 채광부터 제련, 정련·제련, 전환, 우라늄 농축, 재변환의 각 공정을 거쳐, 성형가공에 의해 우라늄의 핵연료가 제조되고, 원자로에 장전되어 노내에서 핵분열되어 발생하는 열에너지를 전기로 변환하며, 연소후 원자로로부터 인출되어, 일정 기간 원자로 밖에서 냉각된 후 재처리공장으로 운반되고 재처리되어, 우라늄 및 플루토늄이 핵분열생성물로부터 분리되는 등의 일련의 과정을 포함한다. 현재 상용 경수로에서는 비순환 주기가 채택되어 이용되고 있으나 미래에는 우라늄자원의 사정으로 재 변환이나 새로운 원자로 개념에 따른 새로운 핵연료주기의 선택이 모색되고 있다.

이러한 관점에서 볼 때 고속로를 이용하여 재순환 핵연료주기의 채택이 필요한 실정이며 제 4세대 원전의 기본 개념에서 지속성 측면이 핵연료주기에 밀접한 관련이 있다. 따라서 핵연료주기 그룹이 결성되어 제 4세대 원전의 목표에 부합하는 핵연료주기의 분석 및 개발을 하며 아울러 추천 연구 과제를 제안하는 역할을 하고 있다. 핵연료주기 그룹에서 제안하는 미래 핵연료주기는 비순환(Once-through), 핵분열성 물질 부분 재순환(Partial Recycle), 핵분열성 물질 전체 재순환(Full Recycle), 그리고 모든 악티나이드 재순환(All Actinides Recycle)의 총 네 가지로 분류할 수 있다.

핵연료주기 그룹에서는 개방형 핵연료주기보다는 경수로와 고속로를 연계하는 폐쇄 핵연료주기를 제안하고 있다. 이러한 개념의 핵연료주기를 이용하면 현존

자원으로도 100년 이상의 핵연료를 보장받을 수 있다. 우라늄자원의 효율성을 극대화하기 위한 제 4세대 원전에서의 핵연료주기의 방향은 아래와 같이 제시되고 있다.

- 비 순환 주기의 원자로에서 고농축으로 장주기 운전
- 핵연료 연소도당 높은 열효율과 높은 전기출력을 가진 신 개념의 원자로 도입
- 최종처분의 개념인 우라늄과 플루토늄을 재처리하여 재순환
- 토륨을 증식 물질로 고려하여 ^{233}U 의 핵분열성 물질로의 전환으로 핵연료의 연소도 증진
- 고속로 또는 고속로와 열중성자로의 공생시스템에서의 우라늄과 플루토늄의 재순환

이와 같이 기존자원의 이용을 극대화하는 동시에 핵연료주기의 환경영향을 극소화하는 개념도 필요하다. 즉, 우라늄 원광을 채석하는 작업은 방사성물질을 환경으로 노출시키는 작업이므로 이러한 작업의 기술을 개선시켜 환경영향을 극소화하는 것이 필수적이다. 그리고 사용후 핵연료를 극소화하며 고준위 방사성물질을 감소시키는 일도 최종 폐기물처분에 중요한 요소가 될 것이다. 우라늄자원의 완전한 이용은 폐기물의 감소에도 기여할 수 있는데 이는 고속로에서 초우라늄 원소나 희소 악티나이드를 연소시키거나 미임계 고속로나 가속기구동시스템 (Accelerator Driven System)등에서 에너지를 생산하면서 동시에 장주기 수명을 가진 방사성물질을 감소시킬 수 있기 때문이다. 또한 장수명 핵종은 가속기구동 시스템이나 열/고속 원자로시스템의 블랭킷에서 핵종 변환을 할 수 있다.

4.1.1 비순환 주기

비순환 핵연료주기는 채굴, 정련, 농축, 성형, 장전, 저장의 일련의 과정으로 구성되고 재처리나 재가공의 개념은 포함되지 않는다. 향후 제 4세대 원전의 목표를 달성하기 위하여 비순환주기 개념과 더불어 전체 재순환 개념을 도입한 공생적인 핵연료 장전개념이 필요할 것으로 핵연료주기 그룹에서 제안하고 있다.

비순환 핵연료주기는 현재까지의 핵연료주기와 같은 개념이라 할 수 있다. 우선 핵연료로서 사용되는 우라늄은 광산에서 우라늄 원광을 채굴하여, 제련소에서

처리되어 우라늄 정광으로 회수된다. 이 우라늄 정광 중에 핵분열을 할 수 있는 ^{235}U 의 성분은 우라늄 중에 0.7% 정도밖에 존재하지 않는다. 원자력발전소의 원자로에서 ^{235}U 의 연쇄반응을 지속시키기 위해서는, ^{235}U 가 우라늄 중에 3~5% 정도 존재하는 농축우라늄이 필요하다. 이 때문에 우라늄의 농축 공정이 필요하게 된다. 우라늄화합물 중에 유일하게 실온에서 기체로 존재하는 6불화우라늄(UF_6)이 농축공장에서 원료로서 사용되고 있다. 우라늄 정광은 실온에서 고체이므로, 6불화우라늄으로 변환하여야 한다. 이것을 전환이라 한다. 제품인 6불화우라늄을 원자로용의 핵연료로 가공하기 위해 이산화우라늄(UO_2)으로 변환하며, 이것을 재 전환이라 한다. 변환된 이산화우라늄을 압축 성형하여 펠릿(정제)을 만들어, 이것을 금속의 통속에 채워 연료봉으로 가공한 후, 연료봉 몇 개를 묶어서 연료집합체로 제조한다. 이 공정을 성형가공이라 한다. 이것이 연료집합체가 되어 원자로에 들어가는 형태가 된다. 원자력발전소의 원자로에서 인출된 사용후 핵연료는 발전소내의 냉각 시설에서 일정기간 냉각을 위해 보관된 후, 최종 처분장으로 옮겨져 저장됨으로써 핵연료주기가 닫히게 된다. 중간저장시설은 원자력발전소에서 나온 사용후 핵연료를 재처리하기까지의 사이에 임시적으로 저장관리하기 위한 시설이다. 사용후 핵연료의 저장방식에는 습식(수중)과 건식(공기 또는 헬륨 가스)이 있다. 습식저장은 수십 년의 경험이 있으며, 안전하게 저장하는 기술도 확립되어 있으나, 운전경비가 높아지고 방사성폐기물이 많아지는 등 경제성에 난점이 있다. 특히 저장기간이 길어지면 이 결점이 더욱 증대된다. 이들 문제를 해소하기 위해 건식 용기 저장방식이 개발되어 왔다.

제 4세대 원전에서는 PBMR(Pebble Bed Modular Reactor)이나 HTGR(High Temperature Gas-cooled Reactor) 개념이 비순환 핵연료주기를 도입할 수 있다. 연구결과 기체 냉각로 개념은 경수로의 비순환 핵연료주기에 비해 제 4세대 원전의 지속성 측면에서는 그다지 개선점을 보여주지 않는 것으로 나타났다. 발생하는 폐기물의 양도 그다지 줄어들지 않았으며 지층처분장의 규모도 2050년경에는 현재의 10배 정도 필요한 것으로 나타났다. 또한, 다른 개념의 제 4세대 원전 핵연료주기에 비해 경비도 많이 필요한데 이는 에너지 생산에 비해 폐기물의 처분 경비가 증가하기 때문이다. 또한 제 4세대 원전의 안전성과 관련하여 채광, 정련과정은 방사능을 외부로 누출시키는 과정이어서 이와 관련된 기술개발이 필요하다. 결론적으로 비순환 개념은 사용후 핵연료가 바로 폐기물로 처분되므로

고연소도 장전이나 처분장내에서의 장기간 저장에 대한 견고성 유지를 위한 기술 개발이 필요하다.

4.1.2 부분 재순환 주기

부분 재순환 핵연료주기에서는 사용후 핵연료를 폐기물로 처분하지 않고 재가공하여 핵분열성 물질은 재순환되고 새로운 핵연료로 성형된다. 예를 들어 프랑스의 재순환시스템은 사용후 핵연료의 저농축우라늄을 재순환하여 다시 원자로에 사용된다. 그리고 발생하는 혼합핵연료의 사용후 핵연료는 직접 처분된다. 두 번째 예로 한국의 듀픽 개념을 들 수 있는데, 이는 경수로에서 사용된 사용후 핵연료를 건식으로 재가공하여 중수로의 핵연료로 직접 사용한다는 개념이다. 그리고 중수로에서 사용된 핵연료는 직접적으로 처분되는 개념이다. 핵연료주기와 관련하여 고준위 폐기물이 발생할 수도, 발생하지 않을 수도 있는 개념이라 할 수 있다. 향후 10년 이내에 경수로와 연계하여 100% 혼합핵연료 장전을 포함한 부분 재순환 개념이 도입될 것으로 예상된다. 그리고 사용후 핵연료에서부터 우라늄, 플루토늄, 희소 악티나이드, 그리고 핵분열 생성물의 분리는 제 4세대 원전의 목표에서 보면 저장용량의 효율적인 사용과 폐기물의 관리경비 절감 등의 면에서 많은 이득이 있을 것으로 예상된다. 그리고 잠재적으로 전체 재순환 개념으로의 전환에 기술적인 배경이 될 것은 자명하다.

4.1.3 전체 재순환 주기

전체 재순환 개념은 모든 사용후 핵연료가 재순환되며 플루토늄과 ^{233}U 도 같이 재순환 된다. 이 개념은 전통적인 액체 금속로의 핵연료주기에 근거로 하고 있다. 부수적으로 발생하는 희소 악티나이드는 처분장으로 보내진다. 전체 재순환 개념에서는 다중 재순환 개념과 고속중성자 스펙트럼 원자로를 같이 사용하는 개념을 고려하고 있다. 이러한 기술은 원자력발전이 핵연료 자원과 폐기물의 관리의 변화에 적응하는데 있어 잠재적인 유연성을 제공한다. 그리고 원자력발전소에서 순수한 핵분열성 물질도 필요에 의해 공급을 유지하거나 중간저장소에서 핵분열 생성물의 축적을 조절할 수도 있다. 이러한 유연성은 기존에 건설된 고속원자로에서 장전모형을 변경함으로써 쉽게 얻을 수 있다. 전체 재순환 개념과 고속로의

도입은 현재 운전 중이거나 가까운 미래에 운전될 열중성자로를 향후 수십 년에 걸쳐 운전을 지속할 수 있는 개념으로 많은 이득이 발생하는 공생적인 혜택을 제공할 것이다.

4.1.4 모든 악티나이드 재순환 주기

이 개념에서는 모든 사용후 핵연료뿐만 아니라 모든 악티나이드도 재순환되며, 핵분열생성물(^{99}Tc 와 ^{129}I 등)도 함께 재순환된다. 이러한 재순환 개념의 핵연료주기를 채택하고 있는 원자력시스템은 경수로와 액체금속로, 그리고 용융염 원자로의 공생적인 원자로 개념이 될 수 있다. 경수로에서는 전력생산을 주로 하며 액체금속로에서는 전력과 핵분열성 물질을 생산하며, 용융염 원자로에서는 고준위의 악티나이드를 소멸시키는 역할을 한다. 모든 악티나이드 재순환 개념은 전체 재순환 개념보다 보다 많은 연구와 기술개발 경비가 필요할 것으로 예상되지만 폐기물 저장이나 희소 악티나이드 처리 면에서는 월등히 우수한 개념이다. 경비 면에서는 비순환주기 개념보다 훨씬 비싼 것이 사실이지만 향후 전반적인 에너지 생산면에서 제 4세대 원전에 꼭 필요한 개념이라 할 수 있다.

4.2 미래 핵연료 특성 분석

다양한 원자력시스템을 고려하고 있는 제 4세대 원전에서 채택하고자하는 핵연료 및 사용후 핵연료 처리방식도 여러 가지로 제시되어 연구 중에 있다. 표 4.2-1은 각 원자력시스템별로 핵연료와 재순환공정의 채택현황을 보여주고 있다.

여기에서 GFR은 혼합탄화물로 세라믹-세라믹 형태이거나 코팅된 입자, 또는 세라믹-금속의 형태의 핵연료를 가지게 된다. 그리고 MSR은 불화 용융염을 핵연료와 냉각재로 이용하며, 재처리를 위하여 불소를 기반으로 하는 공정을 가지고 있다. SFR은 두 가지의 조합이 있는데, 습식공정을 이용하는 산화물 핵연료와 건식공정을 이용하는 금속 핵연료 형태가 있다. VHTR은 우라늄탄소산화물 핵연료와 비순환 핵연료 주기를 채택하고 있어서 핵연료의 재처리가 필요가 없다. 핵연료의 특성은 크게 열중성자로와 고속중성자로로 나누어진다.

4.2.1 열중성자로 핵연료

경수로에서 사용되는 전형적인 핵연료는 이산화우라늄과 혼합핵연료로 지르칼로이 피복재에 쌓여 있다. 성형과 방사화 성능기술은 이미 정립이 잘 되어있으며 여러 국가에서 다양한 형태로 상용화된 상태이다. 경수로핵연료의 기술 개발은 경제성과 성능향상을 주요 목표로 하고 있으며, 기체 냉각로에 대한 기술과 상용화는 아직 이루어지지 않고 있는 실정이다.

산화우라늄 핵연료

최근 핵연료 설계와 피복재는 60,000 GWd/t 정도의 연소도까지 장전 가능한 것으로 보고되고 있으며, 이러한 연소도는 경제성과 안전성이 고려된 수치이다. 지르칼로이와 산화우라늄에 관한 규제연구가 진행되어 현재 여러 가지 연구보고가 발표되고 있는 실정이며, 이러한 연구는 국제적으로 산업화와 연계되어 진행되고 있다.

혼합핵연료

플루토늄의 재처리 연구가 지속적으로 진행되어 왔으며, 혼합핵연료의 원자로내의 재장전은 여러 나라에서 고려되어 왔다. 연구 초기에는 혼합핵연료를 고속로에 장전하기 위해 주로 연구가 진행되었지만 1990년대 고속로의 연구가 중단됨에 따라 경수로에 장전될 혼합핵연료 연구가 활발히 진행되었다. 경수로에 장전될 플루토늄 재순환 개념은 산업화 단계에 이미 도달되어 있으며 초기 고려하였던 고속로의 장전에 대해서도 많은 연구가 진행되고 있는 실정이다.

제 4세대 원전의 원자력시스템에서는 혼합핵연료에 대해 다음과 같은 연구방향을 고려하고 있다.

- 핵연료의 미세구조와 관련된 여러 가지 현상에 의존하는 핵분열 생성기체의 방출모델 연구
- 핵연료봉의 팽윤과 소결체의 균열 등과 같은 방사화에 따른 기계·역학적인 현상 연구
- 천이상태나 사고조건에서의 핵연료의 거동

이와 더불어 보다 정확하고 신속한 핵연료 성능평가 코드시스템의 개발도 필수적이다.

피복입자 핵연료

기체 냉각로 용 피복입자(Coated Particle) 핵연료를 이용하는 고온의 기체 냉각로는 크게 두 방향으로 연구가 진행되고 있다. 첫 번째로 독일과 러시아, 중국, 그리고 남아프리카공화국 등에서 연구되고 있는 Pebble Bed 개념과, 두 번째로 미국, 영국, 일본, 그리고 러시아에서 연구 중인 Prismatic 노심이다. 이 두 개념에서 고려하고 있는 핵연료는 기본적으로 동일한데 모두 코팅된 입자를 사용한다는 것이며, 코팅입자 기술은 국제적인 노력으로 진행되고 있다.

Pebble Bed 시스템의 핵연료는 직경이 60 mm인 구형으로 내부에는 흑연이 고루 혼합된 연료이며, 이를 핵연료가 전혀 포함되어 있지 않는 탄화물 층이 감싸고 있다. Prismatic 노심에 고려되고 있는 핵연료는 750 mm의 높이와 350 mm 정도의 폭을 가지는 흑연 육각기둥의 모양으로 되어있다. 핵연료봉은 탄화물집합체로

둘러싸인 육각기둥의 빈 공간에 장전되며, 두 가지 코팅 유형이 상용으로 고려되고 있다.

- BISO: Porous Buffer와 고밀도의 PyC의 외부 층으로 코팅
- TRISO: 고밀도의 PyC 두 층 사이에 SiC의 중간층으로 구성된 코팅

위의 두 가지 방법 모두 핵연료생성물과 요오드를 완전히 포함할 수 있으며 현재 방사화 성능과 안전성과 관련하여 연구가 진행 중에 있다. 제 4세대 원전과 관련하여 연구되어야 할 과제는 다음과 같다.

- 직접적인 적용을 위하여 정상운전 조건 하에 ^{110m}Ag 의 방출을 재평가
- 고연소도에 대한 방사화 영향 평가와 고온 하에서 핵분열 생성기체의 함유능력 평가 연구
- 1600 °C 이상의 고온에서의 사고해석과 사고시 코팅핵연료의 거동분석
- 최적화된 코팅입자 설계
- 모듈화된 원자로에 필요한 입자의 설계 채택을 위한 열 실험 모델 개발
- 지층처분조건에서 방사화된 핵연료의 부식과 침하 거동 조사

개량 핵연료와 불활성 매트릭스

경수로에 많은 양의 플루토늄을 재순환시킬 수 없다는 고유의 성질 때문에 현재의 혼합핵연료로 경수로에서 플루토늄을 재순환시키는 방법에는 많은 제약이 있다. 즉, 안전성과 관련하여 핵연료내의 플루토늄 양이 12.5% 이상이 되어서는 안 되며, 현재의 경수로 노심에 수용할 수 있는 혼합핵연료의 양이 제한되어 있다. 프랑스의 경우 900 MWe 경수로에는 30% 정도의 혼합핵연료가 장전 가능하다. 이러한 제약성 때문에 여러 번에 걸쳐 많은 양의 플루토늄을 재순환시키기 힘들며, 이에 따라 혁신적인 핵연료 개발 방안이 검토되어 왔으며, 이러한 핵연료로 새로운 구조의 핵연료집합체를 갖는 질화물, 금속, 그리고 불활성 매트릭스 형태의 핵연료가 고려되어 왔다. 중간처분장에 저장된 플루토늄을 빠른 기간에 처리하기 위하여 핵연료에서 우라늄의 사용을 줄이고 가능한 최대의 비율로 플루토늄을 사용하는 APA(Advanced Plutonium fuel Assembly)와 같은 개념이 프랑스에서 제안된 바 있다. 기본적인 연구결과로 경수로에서는 플루토늄의 사용을 증가시킬 수 있는 것으로 보고 되었으며, 이는 핵연료 성형과 방사화 성능에서도 플루토늄

의 다중 재순환에 도움이 된다.

4.2.2 고속로 핵연료

고농축우라늄을 사용하는 고속로용 핵연료에 대해 상당히 많은 연구가 진행되어 왔으며 금속합금과 우라늄질화물 핵연료에 대한 연구도 많은 진척을 가져왔다. 이러한 경험으로부터 고속중식로에선 블랭킷 영역에 장전할 핵연료기술개발과 플루토늄 증식 고속로의 개념도 고려되고 있다. 우라늄에 근거한 고속로의 개념은 상업적으로 개발되었고 제 4세대 원전에서 자원 활용의 지속성을 위하여 고속로의 개념이 고려되고 있기 때문에 혼합핵연료도 고려되어야 한다.

산화물핵연료

액체고속로를 위한 혼합핵연료 연구는 거의 20년 동안 전 세계적으로 수행되어오고 있다. 혼합핵연료는 우수한 연소도 효과와 상대적으로 경제적인 성형가공비, 그리고 도플러효과와 같은 안전성 특성을 가지고 있다. 최근에는 유럽을 주축으로 연구가 진행되고 있는데, 혼합핵연료의 성능향상을 중심으로 스테인레스 스틸 합금 기술개발, 방사화로 인한 기포의 증가, 균열 등을 감소시키기 위한 기술개발에 집중하고 있다. 제 4세대 원전의 기술 향상을 위해서는 우선적으로 기술적 연구가 거의 진행되지 않은 소듐냉각로에 대한 기술을 확보해야 한다. 또한 고연소도에 대한 경제성과 피복재의 합금을 개선하여 팽윤을 줄여야한다. 그리고 납과 납합금이 냉각재로 사용될 경우에 대하여 혼합핵연료의 건전성 평가도 필요한 실정이며, 다음과 같은 소결체 가공 방법이 고려되어야 한다.

- 재처리공정에서 우라늄과 플루토늄 질화물의 혼합단계에서의 플루토늄 함량 조절 기술
- 온도와 환원 공정 등을 통한 분말 흐름 기술개선
- 소결체의 가압장비 개발
- 원격조절시설 확충 등

금속핵연료

고속로에서 처음으로 고려된 금속핵연료는 제작공정이 간단하여 높은 열전도도와 상대적으로 많은 핵분열성 물질의 밀도를 가지고 있었다. 이러한 초창기 연구에서는 고연소도에 대한 성능평가 연구가 부족했으며, 고온의 소듐냉각재 출구온도에 대한 핵연료의 거동에 대한 연구도 필요한 실정이다. EBR-II는 이러한 단점에도 불구하고 금속핵연료를 지속적으로 사용해오고 있으며, 1980년대까지 모든 고속로의 전형적인 형태가 되었다. 제 4세대 원전을 위한 연구방향은 핵연료 시스템의 인허가를 확보하는데 있다. 이와 더불어 희소 악티나이드를 많이 포함하는 금속핵연료의 성능평가가 실증되어야 하고, 고온 상태에서의 핵연료 건전성 또한 핵연료의 재순환 개념과 관련하여 검증되어야 한다. 재처리된 U-Pu-Zr 핵연료의 방사화도 기존 성형공정과 비교하여 평가되어야 하고, 노심의 장수명과 관련한 중성자의 효과와 고유 안전성도 함께 연구되어야 할 것이다. 또한 현재의 데이터 베이스에 근거하고 앞으로의 실험 자료를 확충한 핵연료 성능평가 코드시스템도 검증작업을 거쳐 구축되어야 고속로의 핵연료를 위한 인허가 획득에 도움이 될 것이다.

질화물핵연료

산화물핵연료나 금속핵연료에 비해 비교적 개발이 더딘 질화물핵연료는 두 가지 측면에서 장점을 가지고 있다. 우선 질화물핵연료는 산화물핵연료와 거의 같은 용융온도를 가지고 있는 반면, 금속적인 성질을 많이 가지고 있다. 예를 들어, 높은 밀도, 우수한 열전도도, 그리고 소듐과 납 냉각재와의 우수한 양립성 등을 가지고 있다. 그리고 산화물과 우주선에의 적용이 용이하다는 점이 있는 반면, 다른 핵연료와 달리 실증 실험이 부족하다. 고속로에의 장전을 위해서는 질소내의 ^{15}N 을 농축할 필요가 있는데, 이는 장주기 방사성물질인 ^{14}C 를 줄이고 ^{14}N 의 중성자 흡수로 인한 반응도의 감소 효과를 줄이기 위해서이다. 제 4세대 원전에 적합한 질화물핵연료 개발을 위하여 다음의 연구 개발이 요구된다.

- 성형공정의 경험확보와 개발
- 경제적인 핵연료주기를 위한 저비용의 ^{15}N 농축기술 개발
- 방사화 실험 확충
- 고연소도에서 기본적인 합금 핵연료의 특성분석 (팽윤, 핵분열 기체 생성물 방출, 핵연료와 피복재의 화학적 반응, 열적 변화 등)

Table 4.2-1 Fuel and recycle processes for GEN-IV systems

GEN-IV System	Fuel					Recycle		
	Oxide	Metal	Nitride	Carbide	Fluoride	Wet	Dry	Fluoride
GFR			S	P		P	P	
LFR		S	P			P	P	
MSR					P			P
SFR	P	P				P	P	
SCWR	P					P		
VHTR	P					S	S	

P: primary option, S: secondary option

4.3 핵주기 분석 방법론 연구

핵주기 분석 방법 프로그램으로는 MESSAGE, DYMOND[1,2], DANESS[3] 등이 있으며, 이들 중 본 핵주기 분석 방법론 개발을 위해 ANL에서 개발한 DYMOND 코드를 선정하였으며, 현재 ANL과의 협력 연구를 통하여 DYMOND 코드를 사용한 핵주기 분석 방법론에 대한 연구를 수행하고 있다. 본 절에서는 DYMOND 코드의 모형 분석 결과를 기술한다. 또한, 경수로 및 고속로 기여 효과를 분석하기 위해서 입력 자료를 검토하였으며, 시범 계산을 위하여 제 4세대 원전 개발 계획의 경수로 비순환 주기, 듀픽 및 고속로 주기 분석을 수행하였다.

4.3.1 DYMOND 코드 분석

DYMOND 코드는 "ITHINK"[4] 응용프로그램을 기초로 작성되었으며, 제 4세대 원전의 핵주기 분석을 위해 이미 사용되어 왔다. 초기에 DYMOND 코드는 향후 100년간의 경수로 비순환 및 경수로-고속증식로 연계 시스템에 적용하기 위해 개발되었다. 이 코드는 크게 세 개의 부분으로 나누어지며, 프로그램 부분, 입력부분, 출력 부분으로 나누어지지만 이들의 분명한 구별은 없다고 할 수 있다. DYMOND의 프로그램 부분은 원자로 일생을 모사한 원자로 이력, 핵연료 주기, 핵연료 재처리 방법 등의 모듈로 구성되고 이밖에 에너지 수요 예측, 핵연료 요구량 계산, 사용후 핵연료 발생량 등을 계산 할 수 있는 부분으로 나누어진다. 뿐만 아니라 경제성 계산 부분도 포함되어 있으나, 실제 경제성 평가를 수행하기 위해서는 경제성 관련 기초 정보(단가)의 확보가 무엇보다도 중요하다고 할 수 있다.

DYMOND 코드 분석을 위해 모델 분석 보고서를 작성하였고,[5] 본 절에서는 핵연료 주기 분석에 필요한 DYMOND 코드의 주요 부분에 대해 요약 기술한다.

에너지 수요 예측 모델

DYMOND 코드는 에너지 수요에 따른 원자로 형태, 필요 핵연료 량 및 사용후 핵연료 양이 결정되기 때문에 에너지 수요 예측이 매우 중요하다. 에너지 수요 기본 방정식은 다음과 같이 정의된다.

$$E_{\text{demand},T} = E_{T_0} \cdot (1+r)^{T-T_0}$$

여기서, $E_{\text{demand},T}$ 는 특정 년도(T)에서 필요한 원자력 에너지 량을 나타내고, T_0 는 기준 년도이며, r 은 원자력 에너지 수요 증가율을 나타낸다. 제 4세대 원전 개발 계획에서 고려하고 있는 전 세계 에너지 수요 예측식의 상수들은 다음과 같다.

$$E_{2000} = 350 \text{ GWe}$$

$$E_{2050} = 2,000 \text{ GWe}$$

$$r (2050 - 2100) = 0.023$$

프로그램화된 에너지 수요 예측 모델은 그림 4.3-1과 같다.

원자로 계산 모델

에너지 수요에 따라 건설이 예상되는 원자로 수는

$$N_{NPP, \text{total}} = \sum_i \frac{C_i \cdot P_{\text{total}}}{P_i} \text{ 이다.}$$

여기서, C_i 는 각 원자로 i 의 용량 분율(%)이고, P_{total} 은 요구되는 총 원자로 출력이며, 다음과 같이 구할 수 있다.

$$P_{\text{total}} = \text{Min} \left[(E_{\text{demand}} - \sum_i P_{\text{potential}, i}), E_{\text{maximum}} \right]$$

여기서, E_{demand} 는 전력 요구량이고 $P_{\text{potential}, i}$ 는 각 원자로 형태 i 의 운전 중인 원자로, 인허가 심사 중인 원자로, 건설 중인 원자로 및 새로 건설되는 원자로 출력의 합이다. 그리고 E_{maximum} 은 산업체의 최대 건설 용량이다. 원자로 계산 모델을 그림 4.3-2에 나타내었다.

핵연료 주기 계산 모델

필요한 핵연료 양은 각 원자로의 형태의 분율과 핵연료 요구량에 따라 다음과 같이 모형화 할 수 있다.

$$UOX_{\text{fuel}} = UOX_{\text{fraction}} \times UOX_{\text{fuel request}}$$

$$MOX_{\text{fuel}} = MOX_{\text{fraction}} \times MOX_{\text{fuel request}}$$

여기서 MOX 핵연료의 제조는 사용후 핵연료 재처리 단계와 연관이 있으므로 MOX 핵연료의 제조는 다음과 같이 모형화 할 수 있다.

$$MOX_{\text{fabrication}} = 0, t < MOX_{\text{start time}}$$

$$= \text{MOX fabrication capacity, } t \geq \text{MOX start time}$$

각 원자로의 분율 및 핵연료 요구량은 그림 4.3-3에 나타난 바와 같이 구할 수 있다. 경수로 분율은 MOX 핵연료가 고려된 경우 다음과 같다.

$$\text{UOX fraction} = (1 - \text{MOX fraction}) \cdot (1 - \text{DUPIC fraction})$$

각 원자로에 대한 핵연료 요구량은 기동 시 필요한 양과 교체를 위해 필요한 양의 합이다.

4.3.2 제 4세대 원전 계획에서의 듀픽 핵연료 주기 분석

제 4세대 원전 연구에서 경수로 사용후 핵연료를 직접 재가공하여 중수로에 재사용하는 듀픽 핵연료 주기는 악티나이드 부분 재순환 주기의 하나로 고려되고 있다.[6] 듀픽 핵연료 주기에서는 경수로 사용후 핵연료는 2가지로 분리된다. 첫째, 핵분열 생성물과 악티나이드를 포함하는 산화물 핵연료, 둘째 피복재이다. 핵분열 생성물과 악티나이드를 포함하는 산화물 핵연료는 중수로 핵연료로 직접 재가공 된다.

본 절에서는 듀픽 핵연료 주기의 특성을 파악하기 위하여 듀픽 원자로의 도입 시기와 건설 용량에 대한 민감도 계산을 수행하였다. 즉, 도입 시기는 2015년부터 2030년까지 변화시키며, 도입 용량은 총 건설 용량의 22%에서 18%까지 변화시켜 핵주기 상수에 대한 민감도 분석을 수행하였다.

듀픽 원자로 도입 시기에 대한 민감도 분석

기본적인 핵연료 주기 시나리오는 제 4세대 원전 계획에서 고려한 것과 동일하다. 이 시나리오에서는 2010년부터 2100년 사이에 중수로를 충분히 건설하여 가능한 모든 경수로 사용후 핵연료를 중수로에 재사용 할 수 있도록 표 4.3-1과 같이 가정하였다. 민감도 분석을 위해 도입 시기와 듀픽 핵연료 제조시기를 표 4.3-2에 나타난 바와 같이 변화 시켰다.

그림 4.3-4와 4.3-5는 듀픽 원자로 도입 시기 2015년에 대한 결과를 나타내고 있다. 초기에 사용후 핵연료 발생량은 경수로 사용후 핵연료가 주를 이루어 2040년

도에 최고치를 나타내며, 이후 2052년까지 서서히 감소하고 2100년에는 경수로 사용후 핵연료의 발생량은 ~6 kt이 된다. 이는 모든 경수로 사용후 핵연료가 듀픽 핵연료 제조에 사용되기 때문이다. 2052년 이후에는 듀픽 사용후 핵연료가 전체 사용후 핵연료 발생량의 주요 부분을 차지하여 계속 증가한다. 2100년에 총 사용후 핵연료 발생량은 2429 kt으로 비순환 주기의 4100 kt에 비해 약 40% 감소한 것이다. 한편, 사용후 핵연료 내 우라늄 양은 2310 kt으로 비순환 주기와 비교하여 약 60% 감소한다. 그리고 그림 4.3-5에 나타난 바와 같이 플루토늄 24 kt, 희소 악티나이드 4 kt 및 핵분열 생성물 88 kt의 재고량을 보여 비순환 주기에 비해 각각 52%, 36% 및 60% 감소하는 것으로 나타났다.

듀픽 원자로 도입 시기 2020년에 대한 결과는 그림 4.3-6과 4.3-7에 나타내었다. 2100년도에 총 사용후 핵연료 발생량은 2430 kt으로 도입 시기 2015년과 유사하지만, 이 경우 경수로 사용후 핵연료 발생량이 118 kt으로 듀픽 핵연료 제조에 사용되지 못하는 양이 증가한다. 사용후 핵연료 내 우라늄 양은 2320 kt이 될 것으로 예측된다. 사용후 핵연료 발생량에 따른 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 재고량은 도입 시기 2015년의 경우와 유사하다.

그림 4.3-8과 4.3-9는 듀픽 원자로 도입 시기 2025년에 대한 결과를 나타내고 있다. 2100년도에 총 사용후 핵연료 발생량은 2443 kt으로 도입 시기 2015년과 비교하여 14 kt 정도 증가한다. 이는 듀픽 핵연료 제조에 사용되지 못하는 경수로 사용후 핵연료 발생량이 246 kt으로 증가하는데 기인한다. 사용후 핵연료 내 우라늄 양은 2322 kt이 될 것으로 예측된다. 사용후 핵연료 발생량에 따른 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 재고량은 각각 24.6 kt, 4.0 kt 및 92.4 kt으로 나타나 도입 시기 2015년과 비교하여 플루토늄 및 희소 악티나이드 발생량은 유사하고 핵분열 생성물은 약 5% 증가한다.

2030년도에 듀픽 원자로를 도입하는 경우에 대한 결과를 그림 4.3-10과 4.3-11에 나타내었다. 2100년도에 총 사용후 핵연료 발생량은 2580 kt으로 2015년과 비교하여 약 6% 증가한다. 사용후 핵연료 발생에 따른 우라늄, 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 재고량은 각각 2444 kt, 26.5 kt, 4.1 kt 및 101.4 kt으로 나타나 도입 시기 2015년과 비교하면 우라늄 재고량은 5% 증가하고, 플루토늄 및 희소

악티나이드 발생량은 유사하다. 그러나 핵분열 생성물은 약 15% 증가한다.

듀픽 원자로 도입 용량에 대한 민감도 분석

2045년 이후 듀픽 원자로 도입 용량을 표 4.3-3과 같이 22%에서 각각 2%, 4% 감소시킬 때 민감도 분석을 수행하였다. 듀픽 원자로의 도입 시기는 2015년이고, 듀픽 핵연료 제조 시작은 2010년으로 가정하였다. 도입 용량 22%에 대한 결과는 위에서 기술한 도입 시기 2015년과 그 결과가 같다. 즉, 2100년에 총 사용후 핵연료 발생량은 2429 kt이며, 사용후 핵연료 내 우라늄 양은 2310 kt이다. 그리고 플루토늄 24 kt, 희소 악티나이드 4 kt 및 핵분열 생성물 88 kt의 재고량을 보인다.

듀픽 원자로 도입 용량 20%에 대한 결과는 그림 4.3-12와 4.3-13에 나타내었다. 2100년도에 총 사용후 핵연료 발생량은 2506 kt으로 듀픽 용량 22%에 비해 약 77 kt 증가한다. 사용후 핵연료 내 우라늄, 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 재고량은 각각 2383 kt, 25.2 kt, 4.1 kt 및 94.0 kt으로 도입 용량 22%와 비교하여 각각 5%, 4.5% 및 6.6% 증가한다.

그림 4.3-14와 4.3-15는 듀픽 원자로 도입 용량 18%에 대한 결과를 나타내고 있다. 2100년도에 총 사용후 핵연료 발생량은 2570 kt으로 도입 용량 22%와 비교하여 약 140 kt 정도 증가한다. 이는 듀픽 핵연료 제조에 사용되지 못하는 경수로 사용후 핵연료 발생량이 396 kt으로 증가하는데 기인한다. 사용후 핵연료 내 우라늄 양은 2449 kt이 될 것으로 예측된다. 사용후 핵연료 발생량에 따른 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 재고량은 각각 26.3 kt, 4.2 kt 및 99.6 kt으로 나타나 도입 용량 22%와 비교하여 각각 9.6%, 5.0% 및 13% 증가한다.

4.3.3 제 4세대 원전 고속로 주기 분석

본 절에서는 제 4세대 원전 연구에서 고려하고 있는 증식비 1.0인 고속로에 대해 도입 시기에 따른 민감도 분석을 수행하였다.[1] 고속로 도입 시기는 2015년부터 2030년까지 변화시켜 핵주기 상수에 대한 민감도 분석을 수행하였다. 기본적인 핵연료 주기 시나리오는 제 4세대 원전 계획에서 고려한 것과 동일하며, 민감도

분석을 위한 고속로 도입 시기를 표 4.3-4에 나타난 바와 같이 변화 시켰다.

그림 4.3-16은 고속로 도입 시기에 따른 사용후 핵연료 발생량을 비교하여 나타내고 있다. 고속로 도입 시기 2015년의 경우 경수로 사용후 핵연료 발생은 2015년에서 최고치를 이루고 이후 서서히 감소하여 2065년 이후 더 이상 누적되지 않는다. 도입 시기를 늦추면 최고치를 이루는 년도가 점점 뒤에서 나타나며 도입 시기 2030년의 경우 최고치는 2030년에 2100년도에 사용후 핵연료는 17 kt 정도 누적된다. 이는 도입 시기가 늦어져 모든 경수로 사용후 핵연료가 재사용되지 못하기 때문이다.

고속로 도입 시기에 따른 회수 우라늄, 플루토늄 및 핵분열 생성물 누적량은 그림 4.3-17에 나타내었다. 회수 우라늄 양은 도입 시기를 2015년에서 2030년으로 늦출 경우 2450 kt에서 2700 kt으로 증가한다. 플루토늄 누적량은 도입 시기 2015년의 경우 1 kt 미만으로 유지 되지만 도입 시기를 2030년으로 늦출 경우 발생량이 계속 증가하여 2100년도에는 약 6.2 kt이 된다. 한편, 핵분열 생성물 누적량은 도입 시기에 따라 약간 증가하지만 크게 민감하지 않은 것으로 나타났다. 그리고 희소 악티나이드 누적량도 핵분열 생성물 누적량과 마찬가지로 도입 시기에 크게 영향을 받지 않는 것으로 밝혀졌다.

Table 4.3-1 DUPIC deployment capacity in Gen-IV roadmap

Year	Capacity (%)
2015 - 2019	33
2020 - 2029	30
2030 - 2044	25
2045 - 2100	22

Table 4.3-2 Variation of the DUPIC deployment time

Case	DUPIC Deployment Time	DUPIC Fuel Fabrication Time
1	2015	2010
2	2020	2015
3	2025	2020
4	2030	2025

Table 4.3-3 Variation of the DUPIC capacity

Year	Case 1	Case 2	Case 3
2015 - 2019	33	33	33
2020 - 2029	30	30	30
2030 - 2044	25	25	25
2045 - 2100	22	20	18

Table 4.3-4 Fast reactor deployment time

Case	FR Deployment Time	LWR SF Reprocessing Time	FR SF Reprocessing Time
1	2015	2010	2015
2	2020	2015	2020
3	2025	2020	2025
4	2030	2025	2030

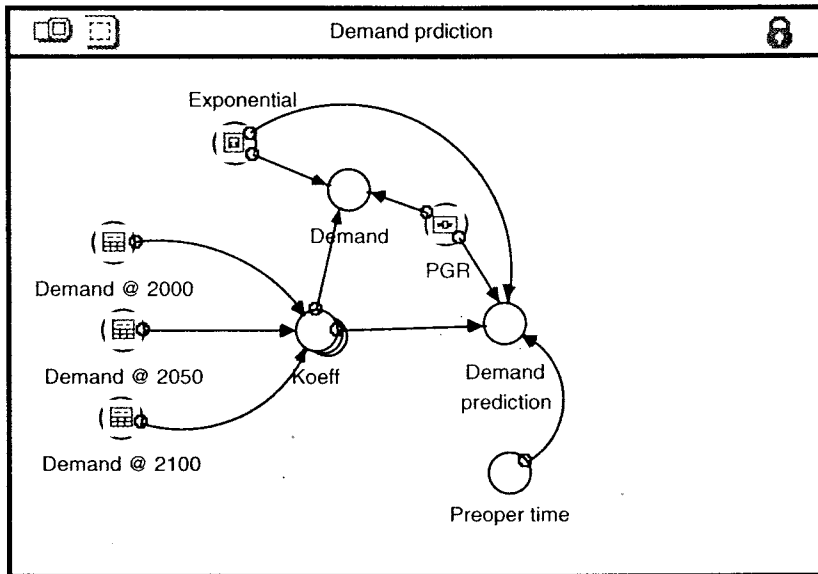


Figure 4.3-1 Demand prediction model of DYMOND code

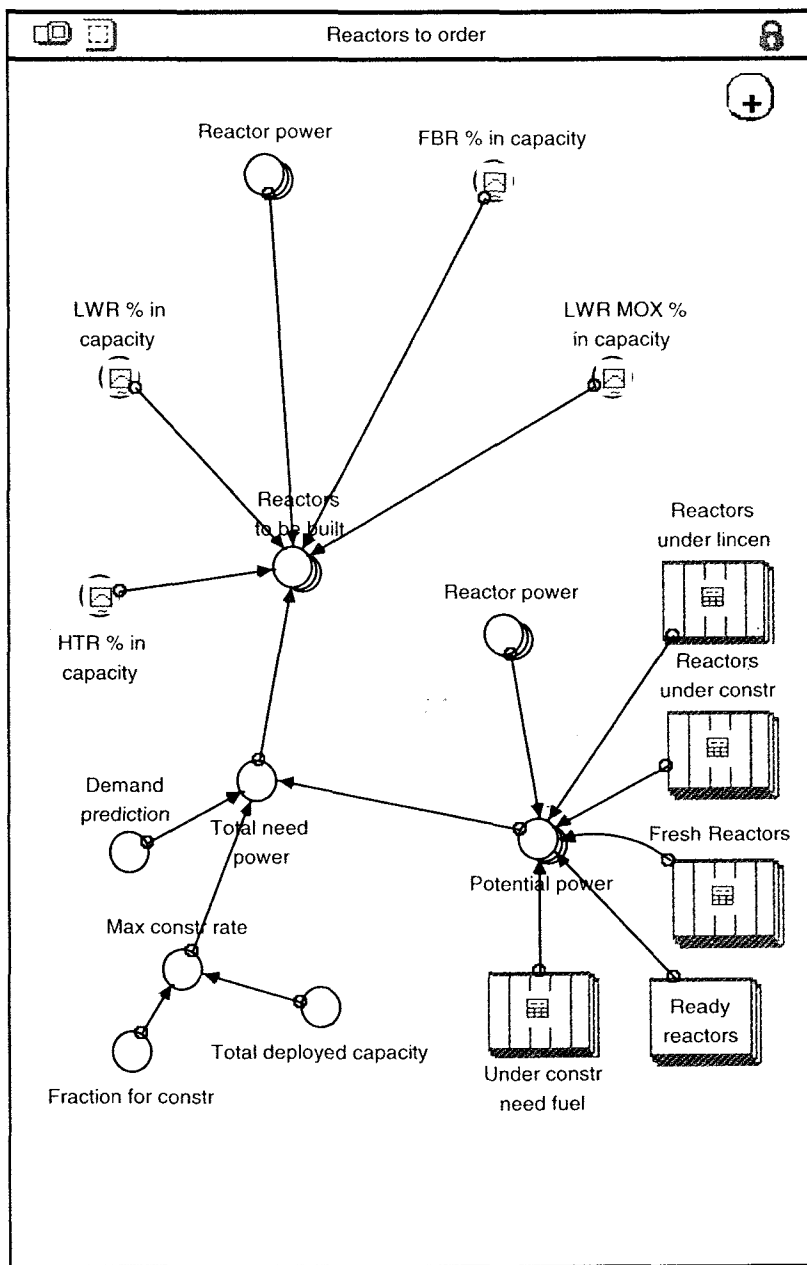


Figure 4.3-2 Plant construction model of the DYMOND code

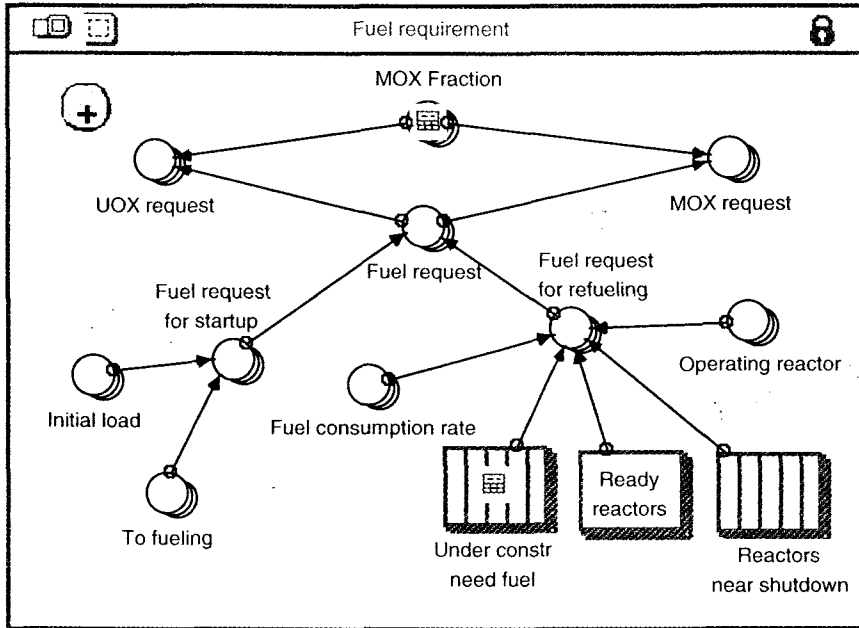


Figure 4.3-3 Fuel requirement model of the DYMOND code

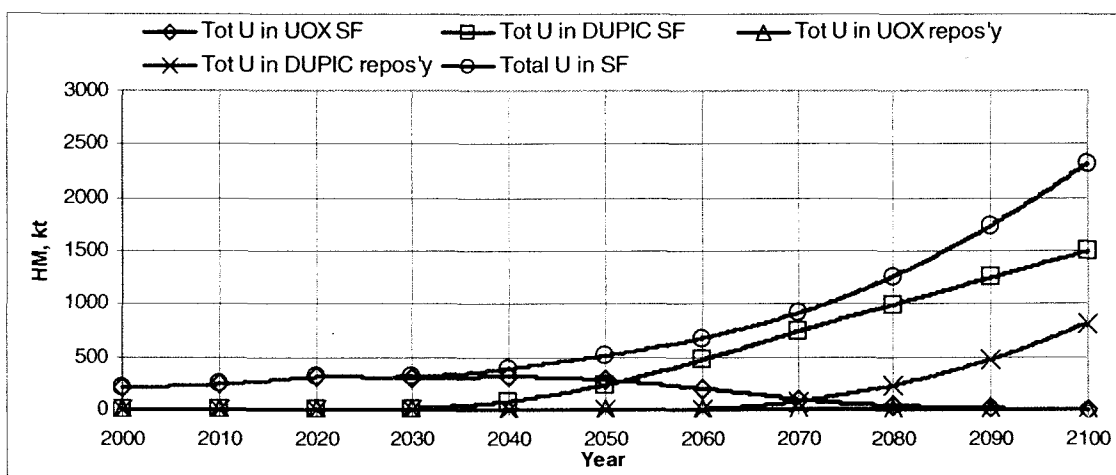
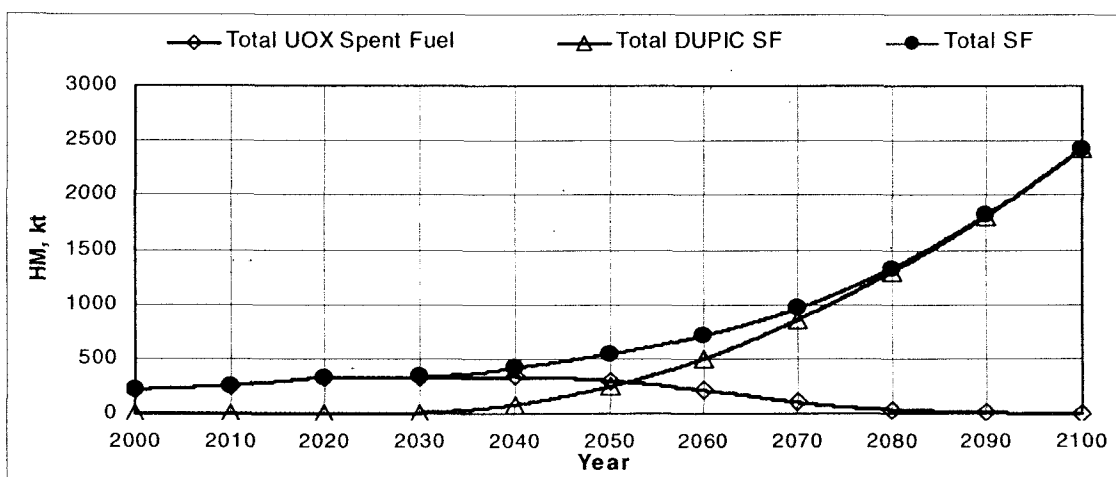
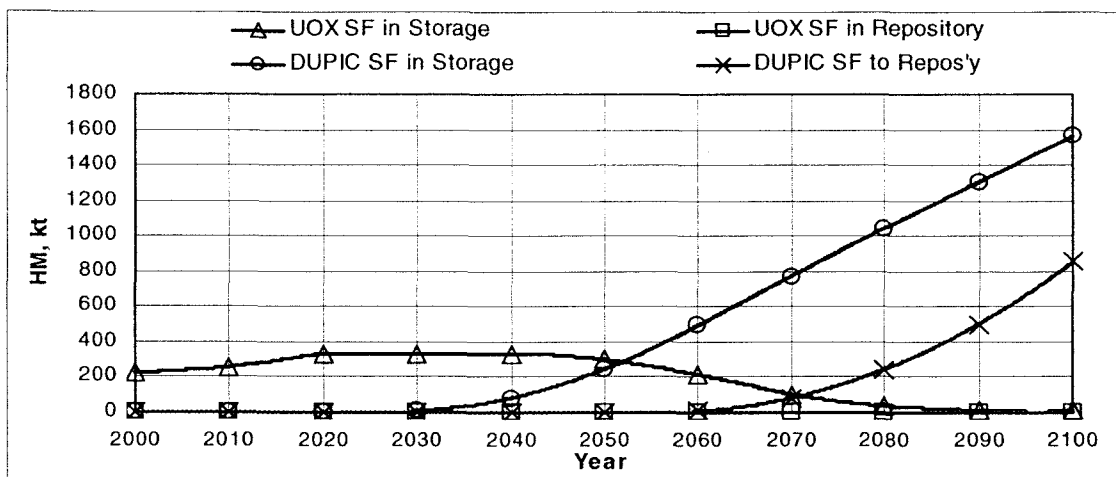


Figure 4.3-4 Amount of spent fuel and heavy elements (2015)

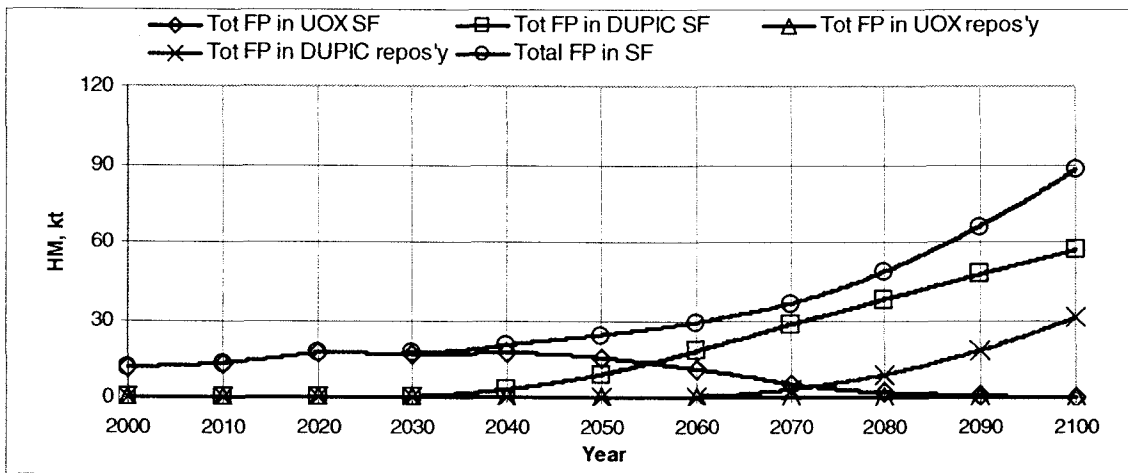
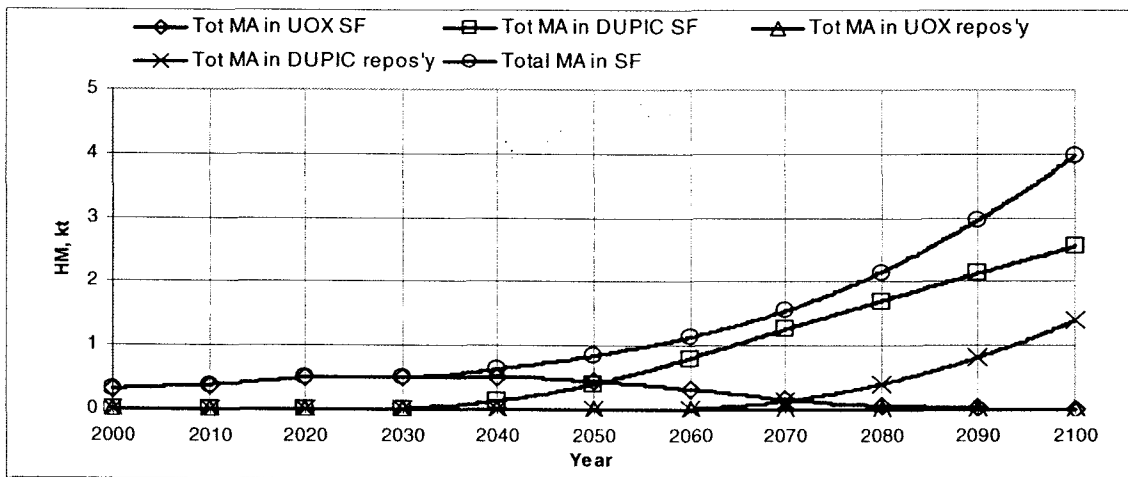
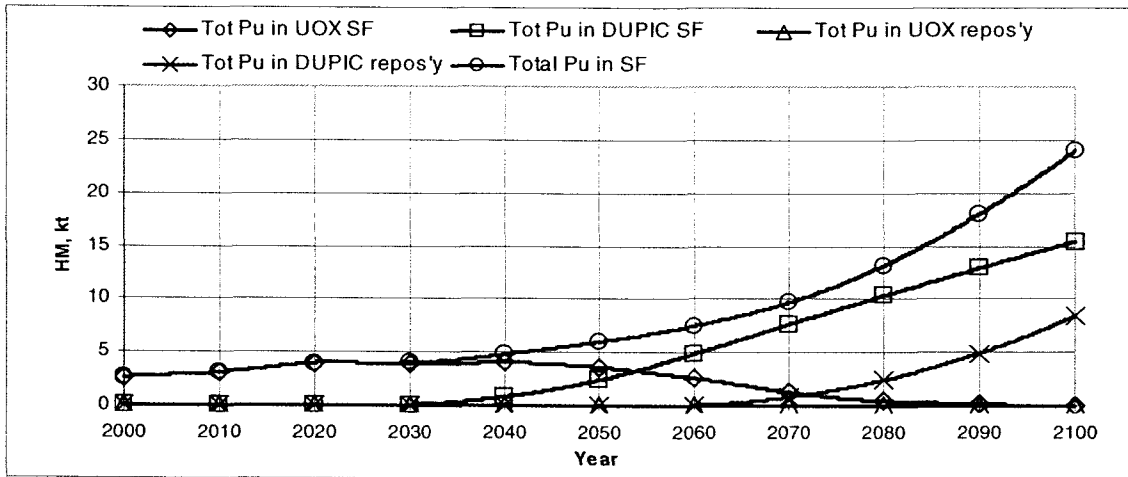


Figure 4.3-5 Amount of heavy elements (2015)

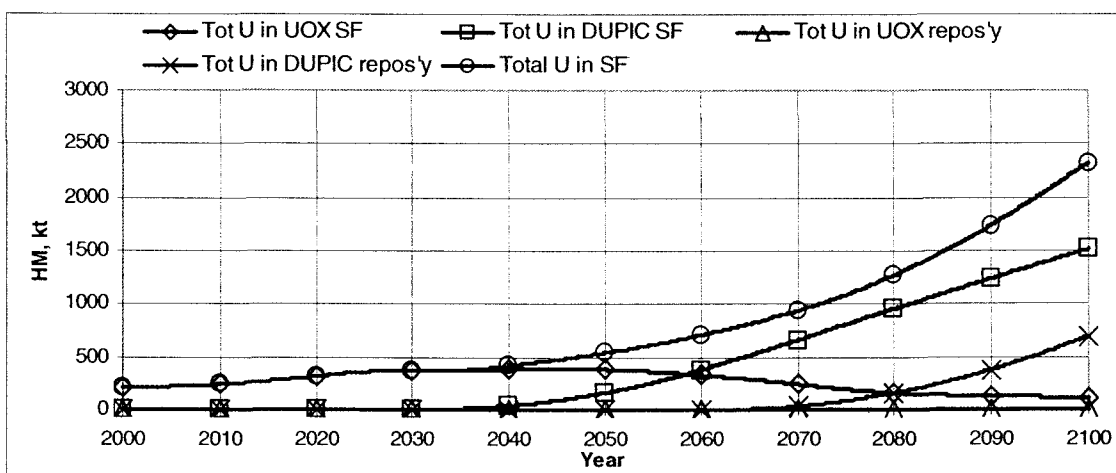
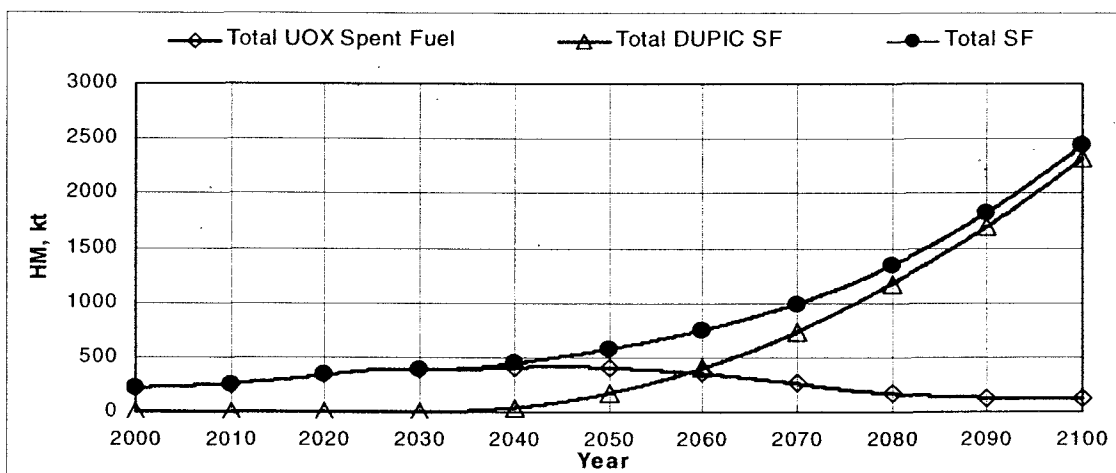
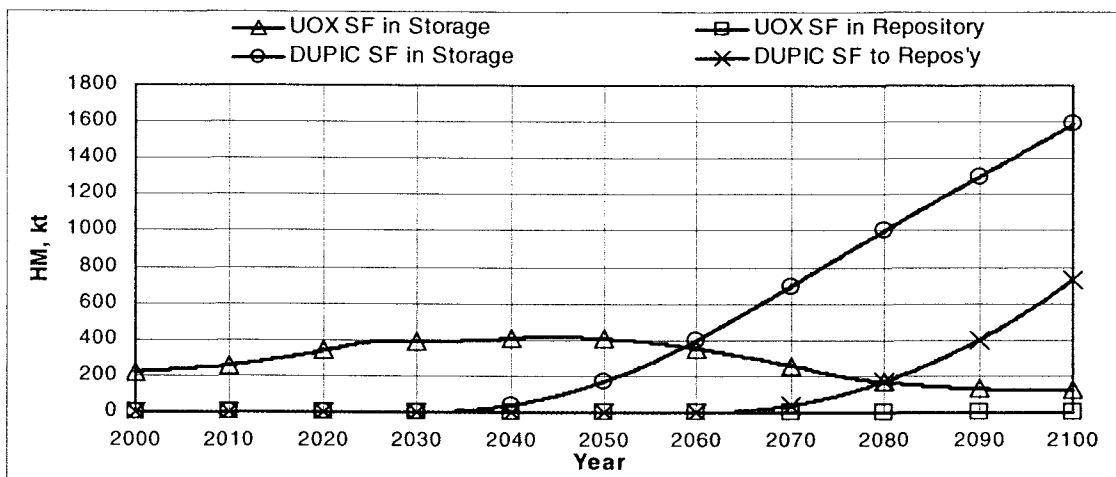


Figure 4.3-6 Amount of spent fuel and heavy elements (2020)

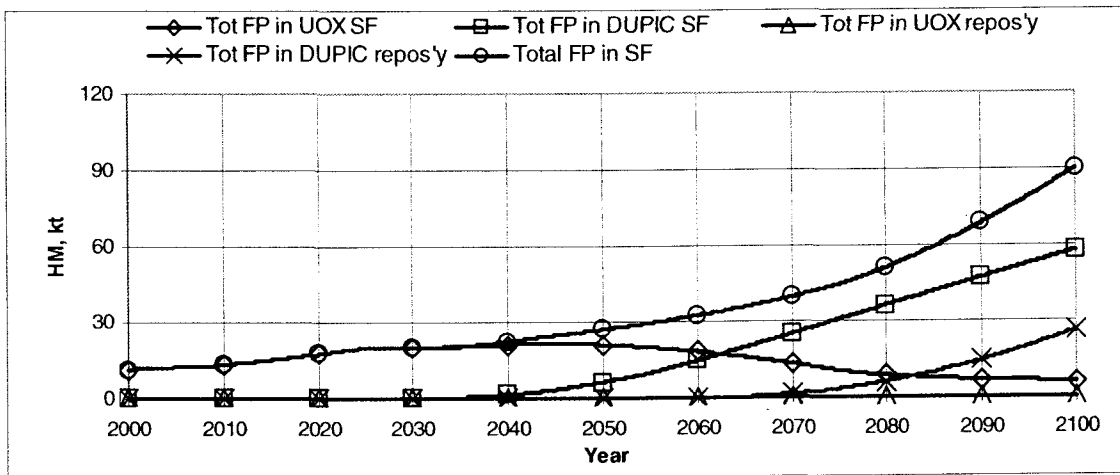
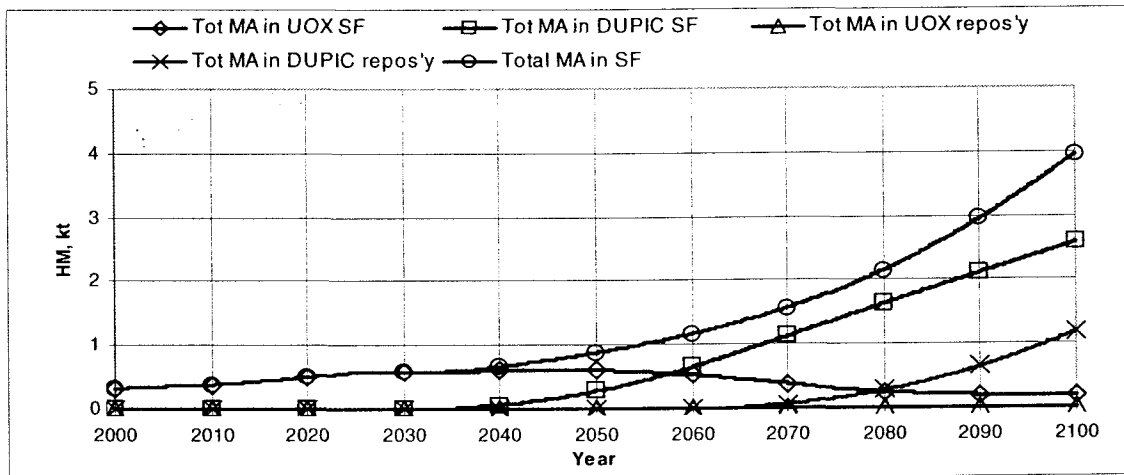
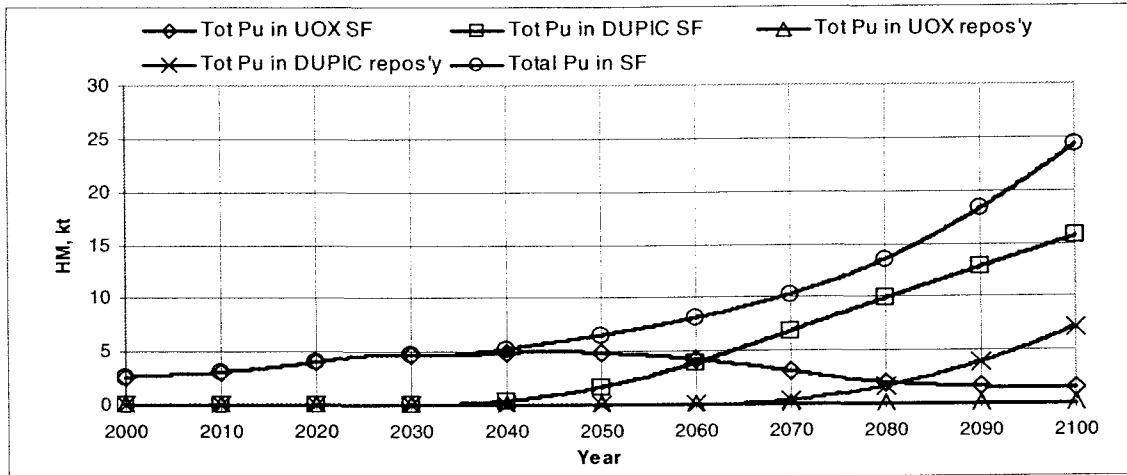


Figure 4.3-7 Amount of heavy elements (2020)

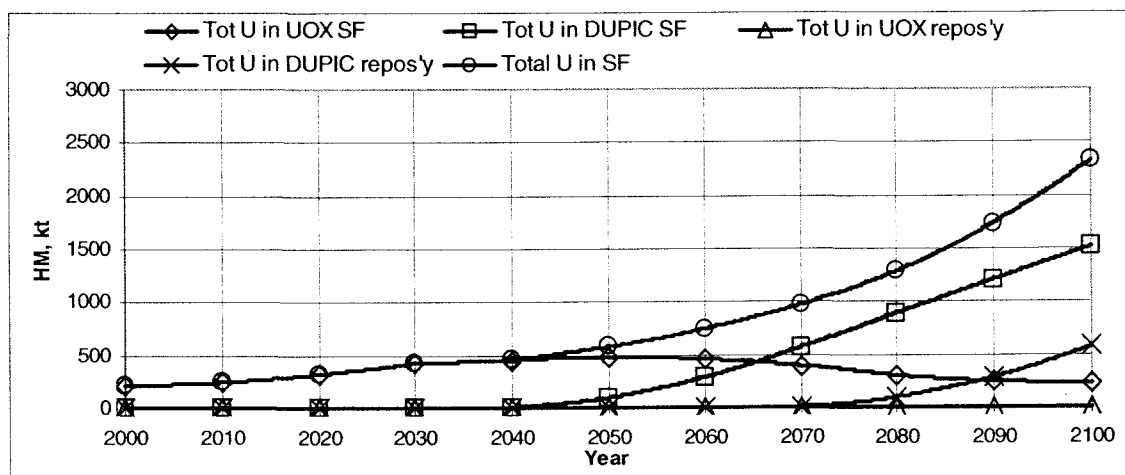
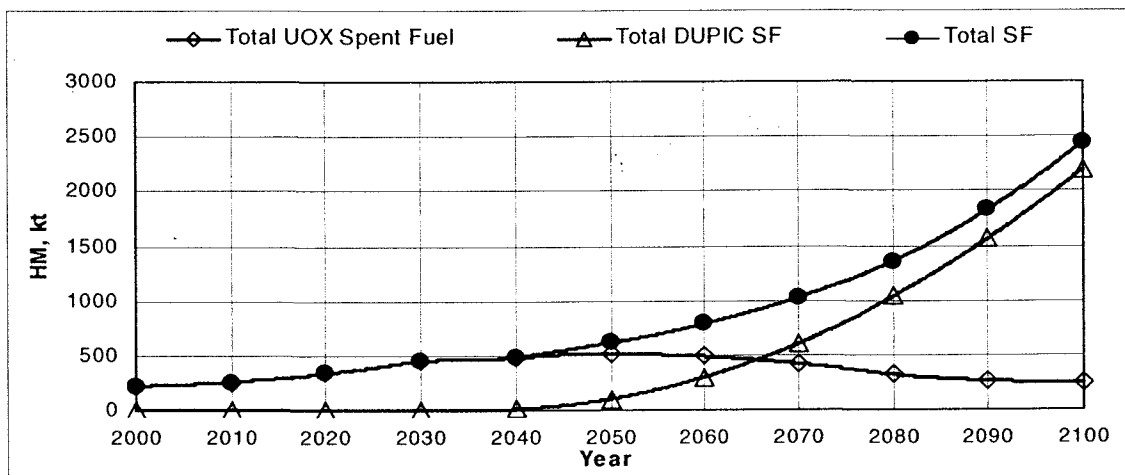
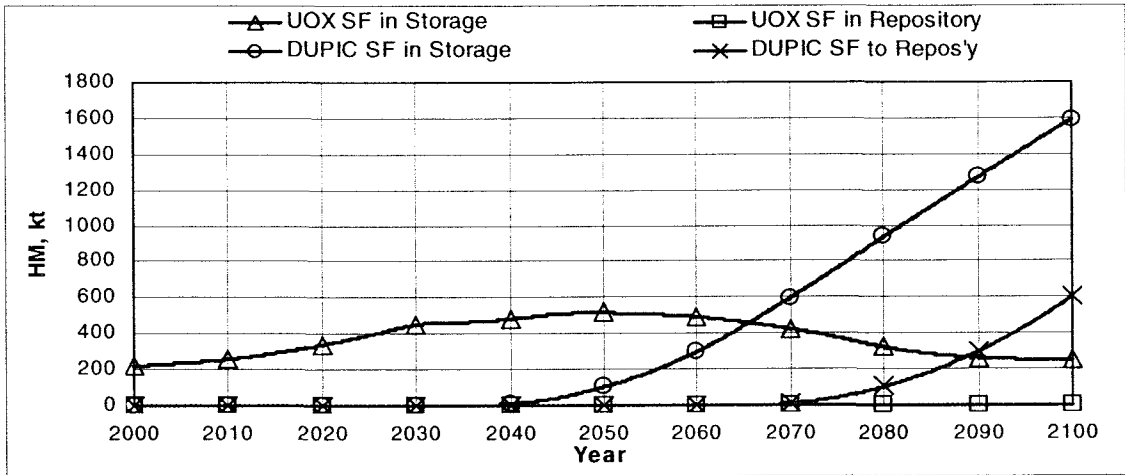


Figure 4.3-8 Amount of spent fuel and heavy elements (2025)

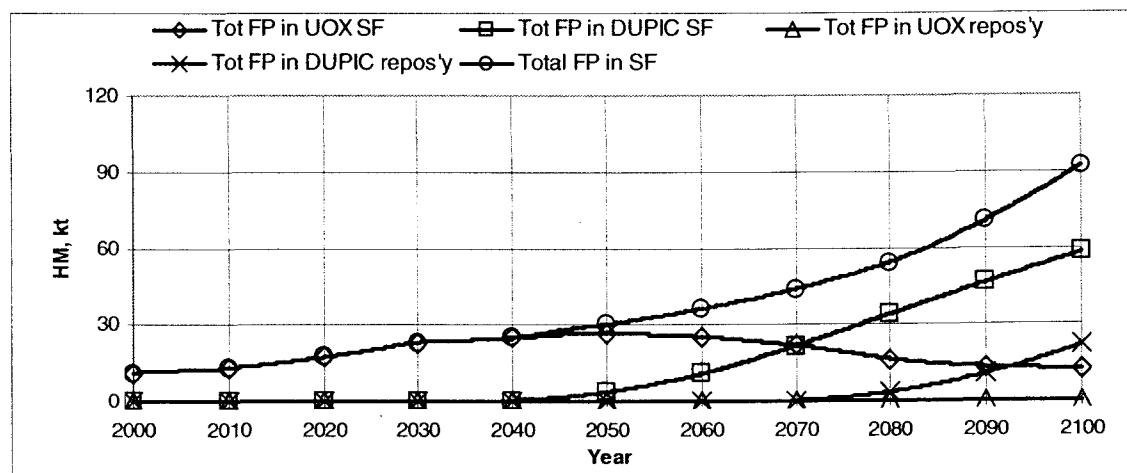
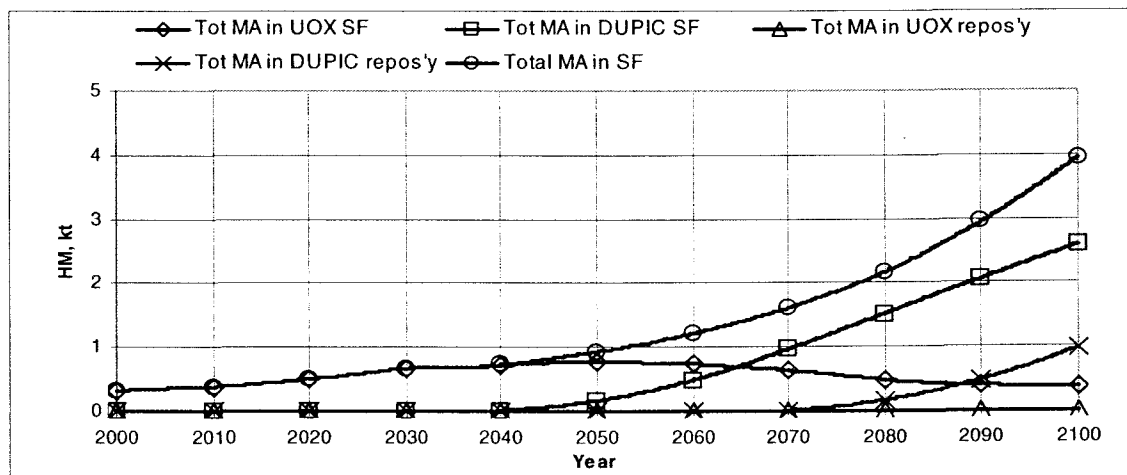
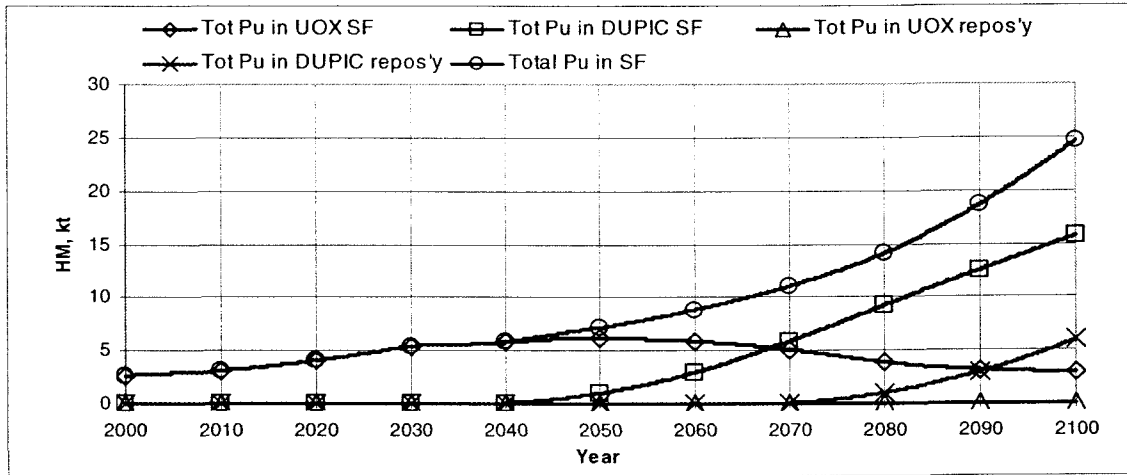


Figure 4.3-9 Amount of heavy elements (2025)

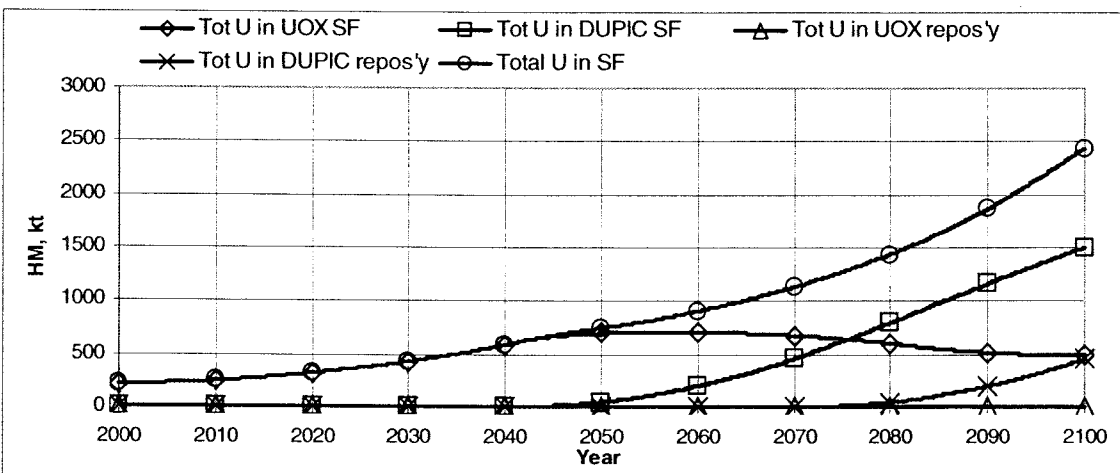
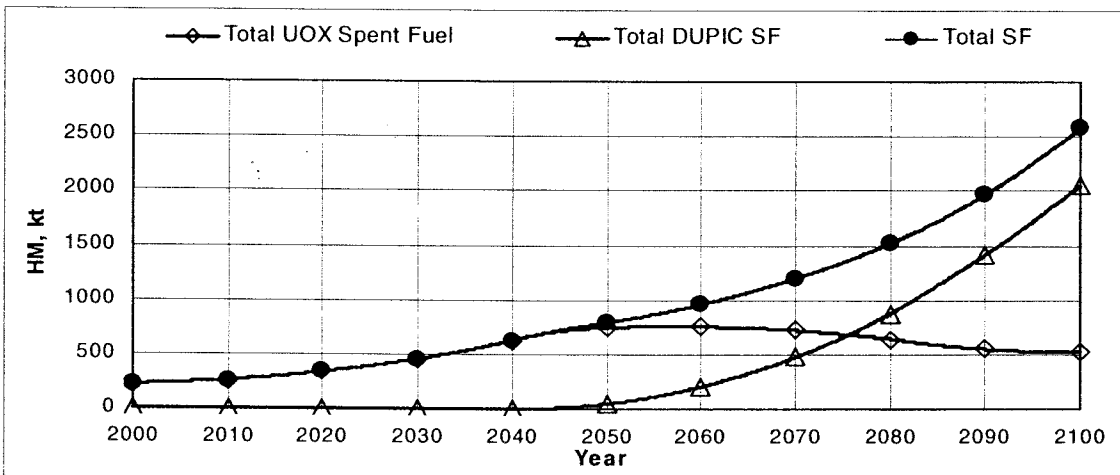
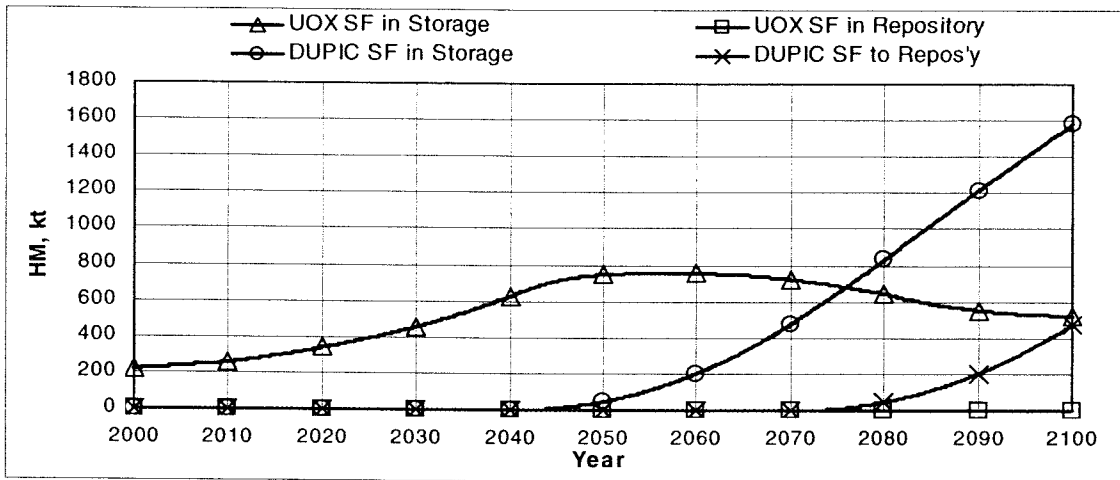


Figure 4.3-10 Amount of spent fuel and heavy elements (2030)

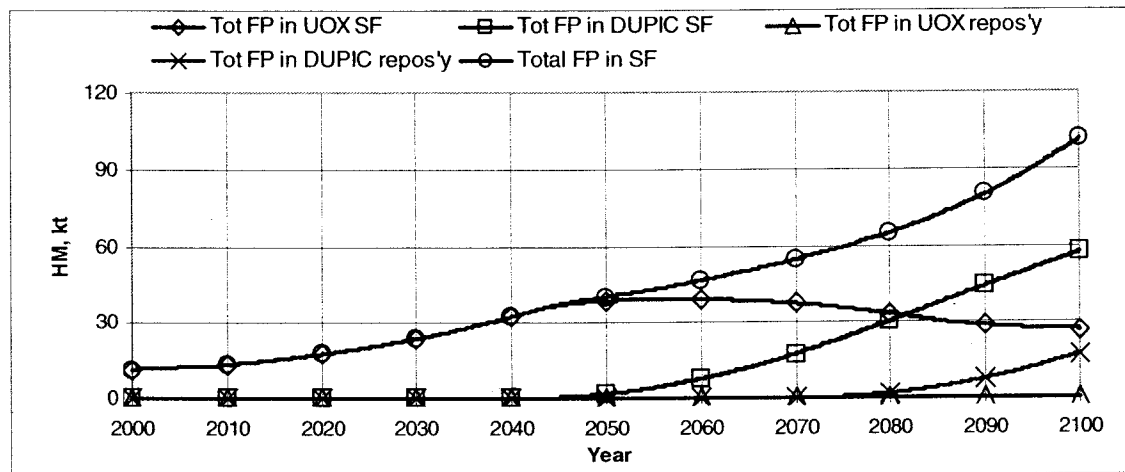
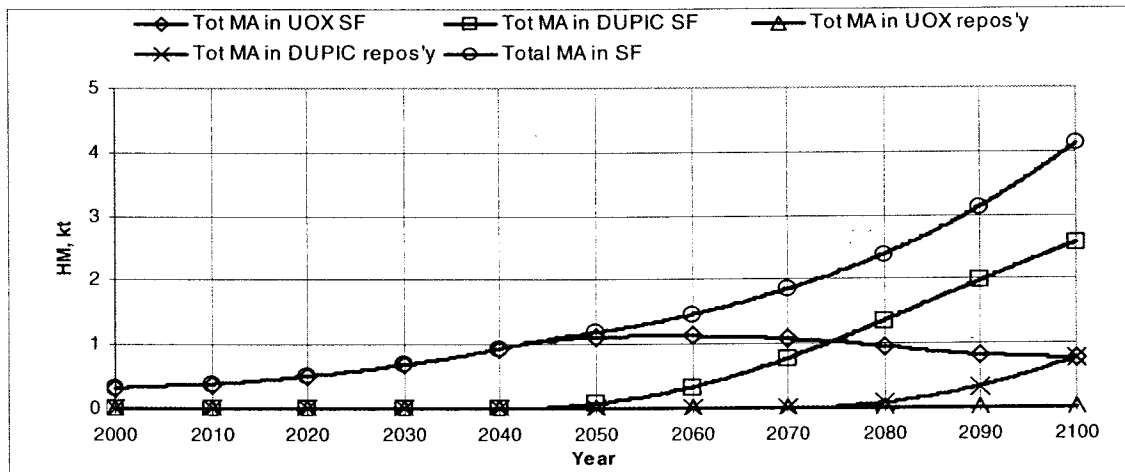
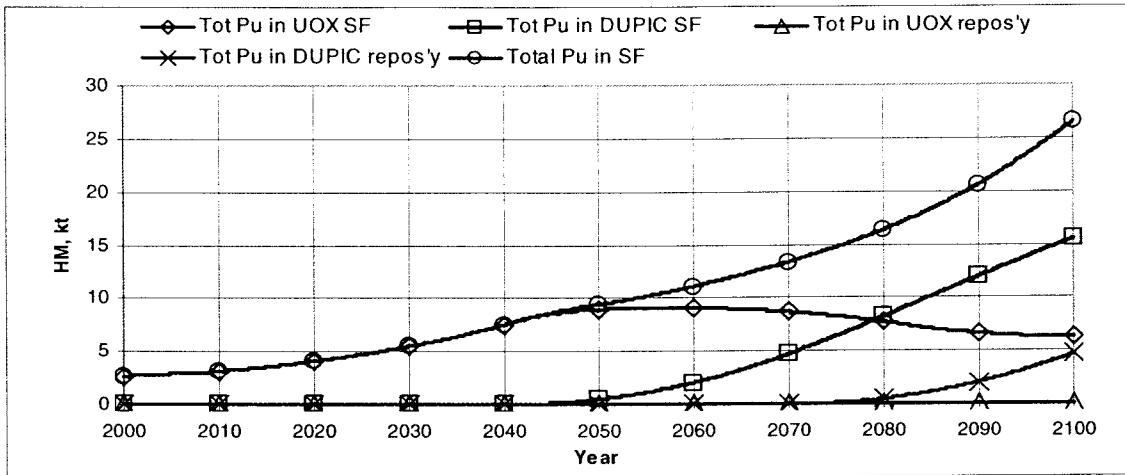


Figure 4.3-11 Amount of heavy elements (2030)

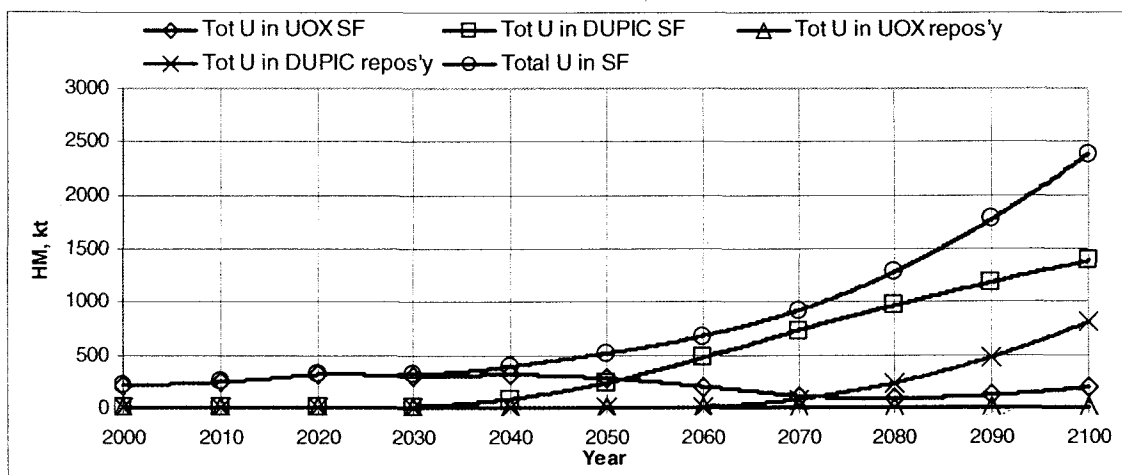
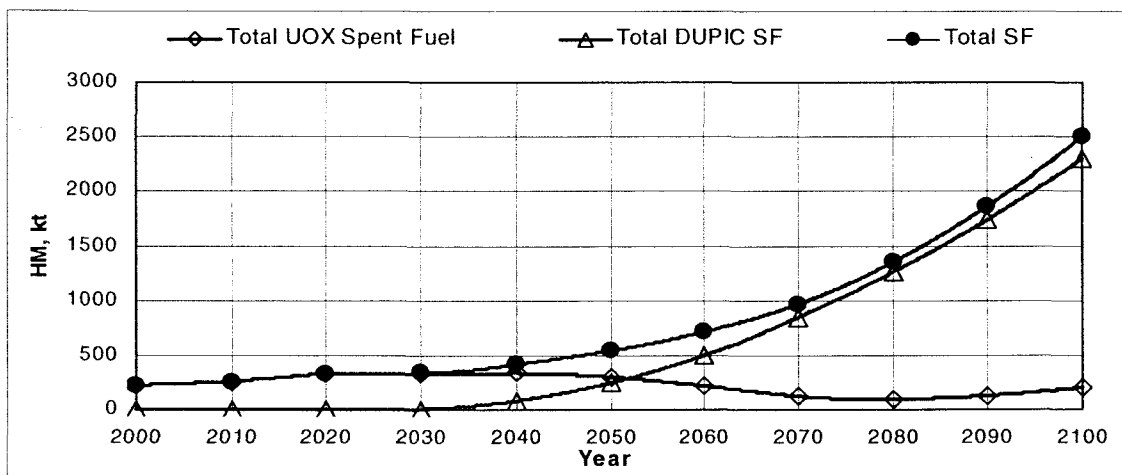
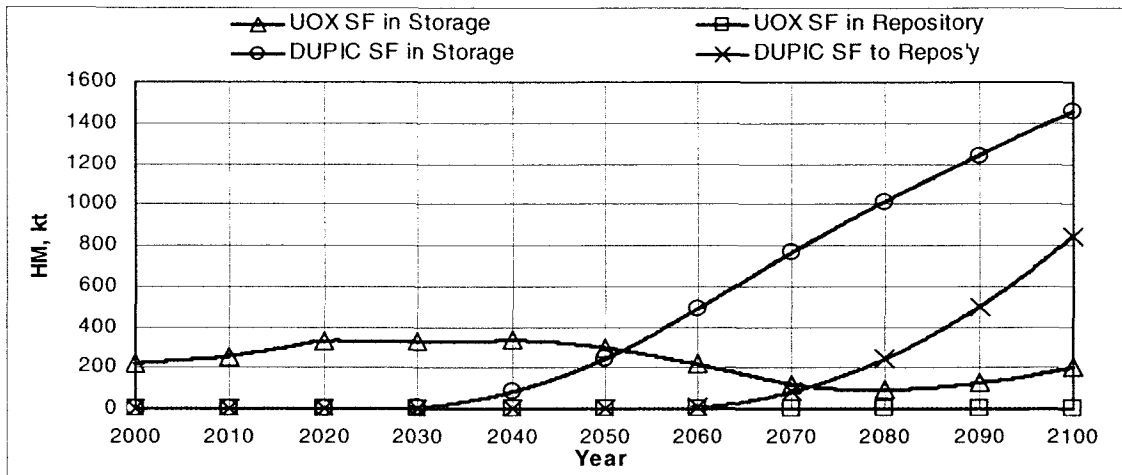


Figure 4.3-12 Amount of spent fuel and heavy elements (Capacity 20%)

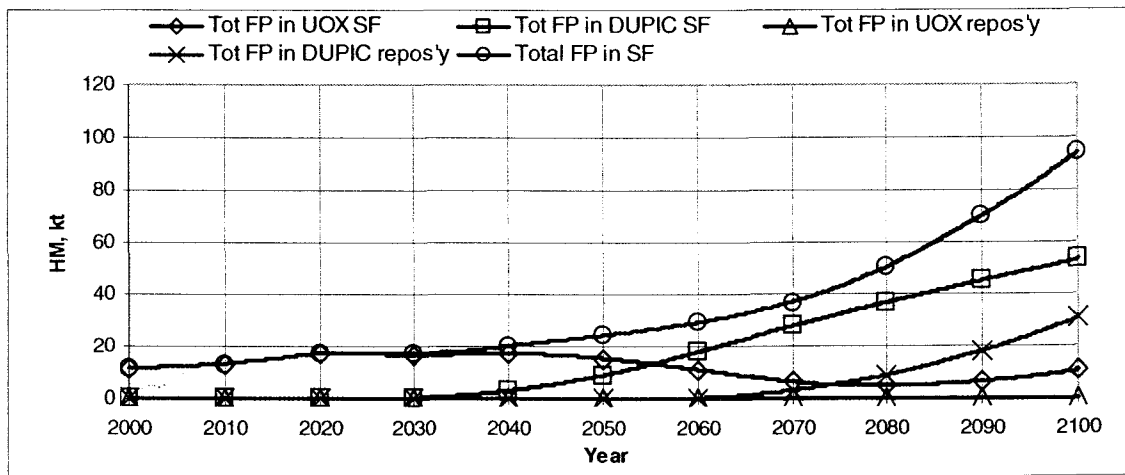
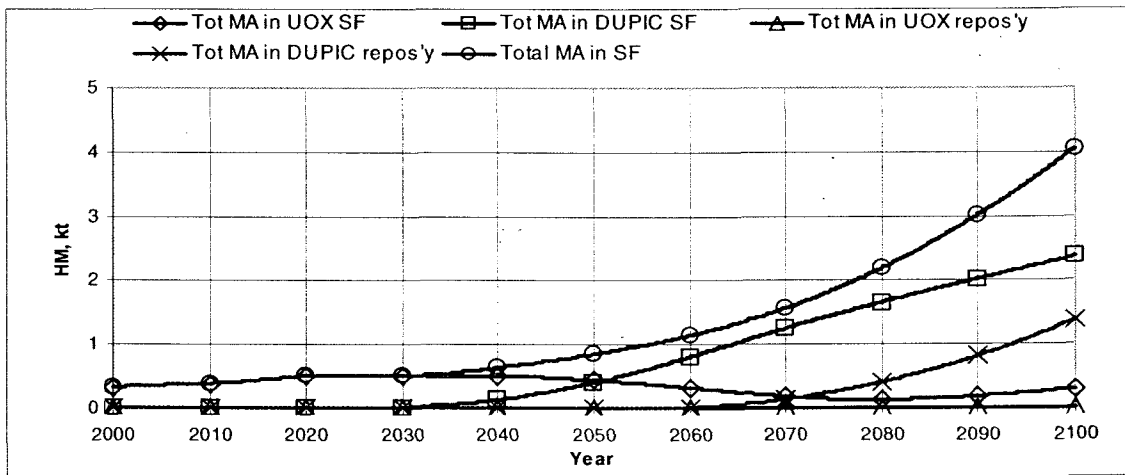
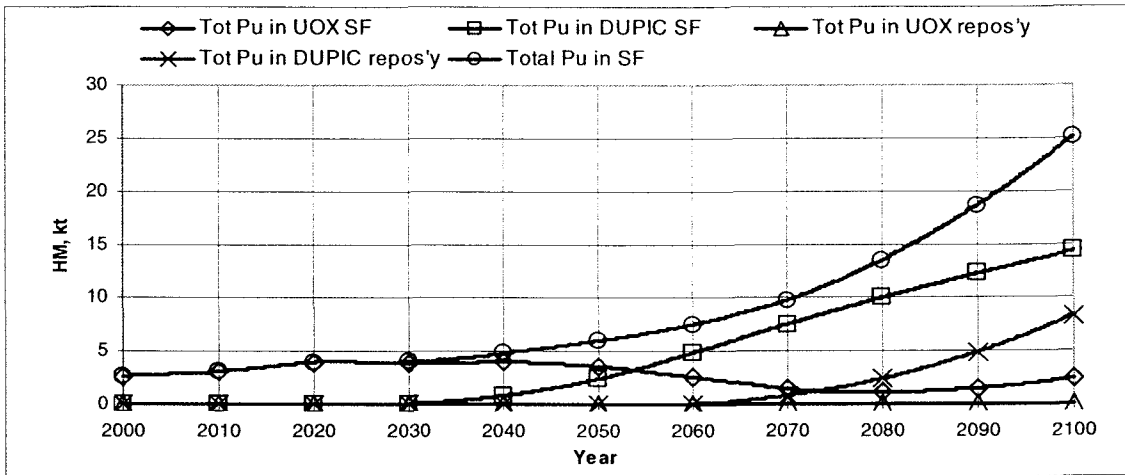


Figure 4.3-13 Amount of heavy elements (Capacity 20%)

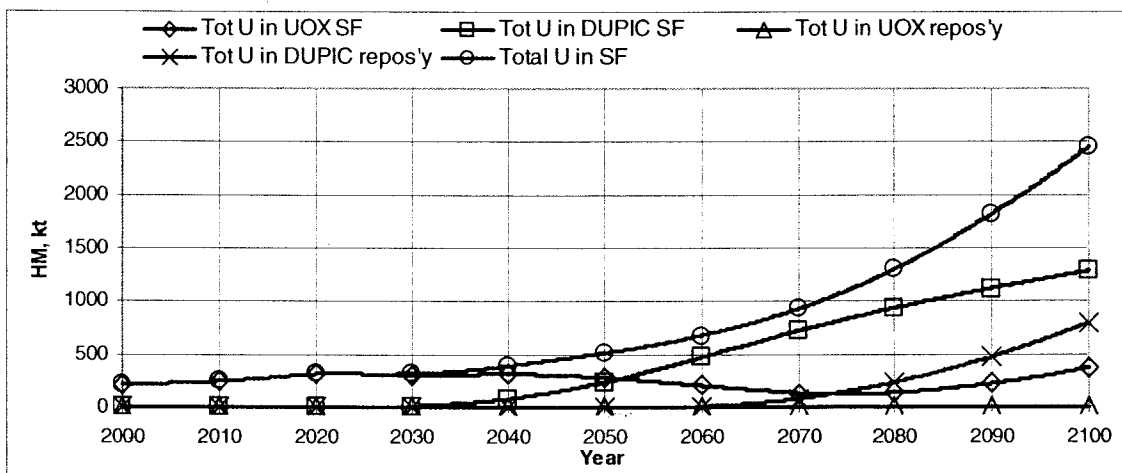
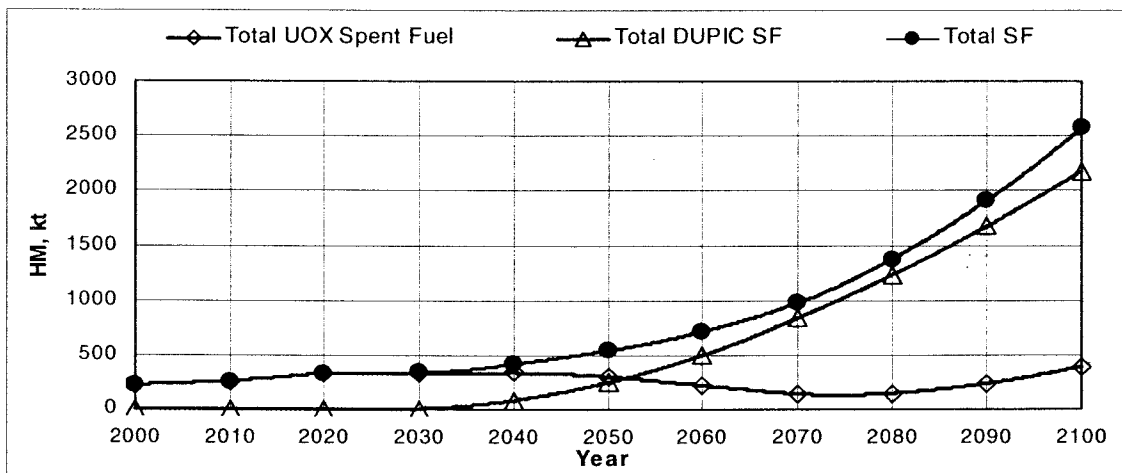
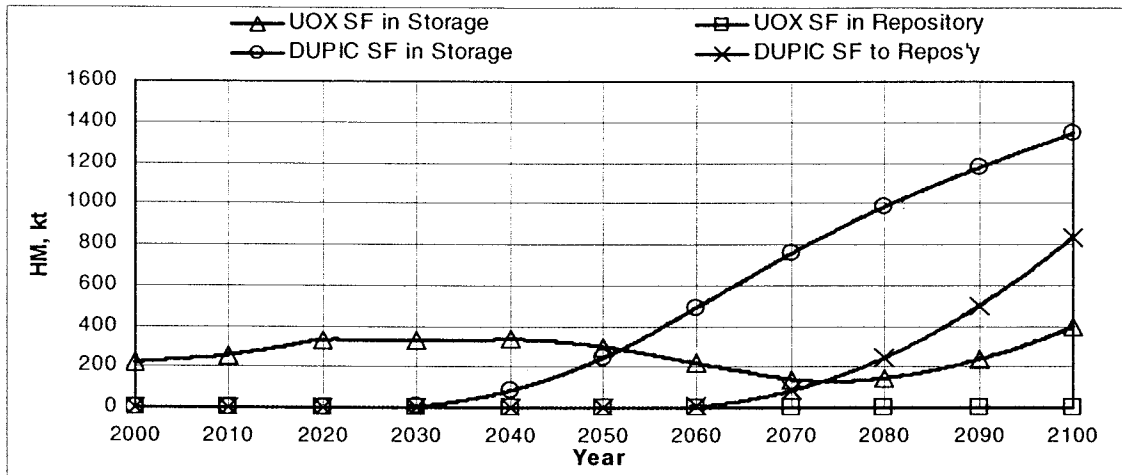


Figure 4.3-14 Amount of spent fuel and heavy elements (Capacity 18%)

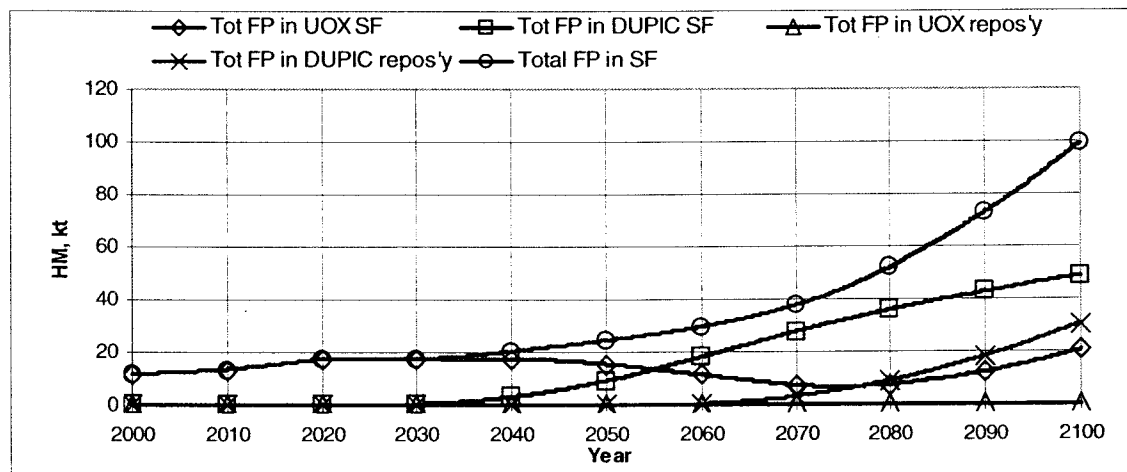
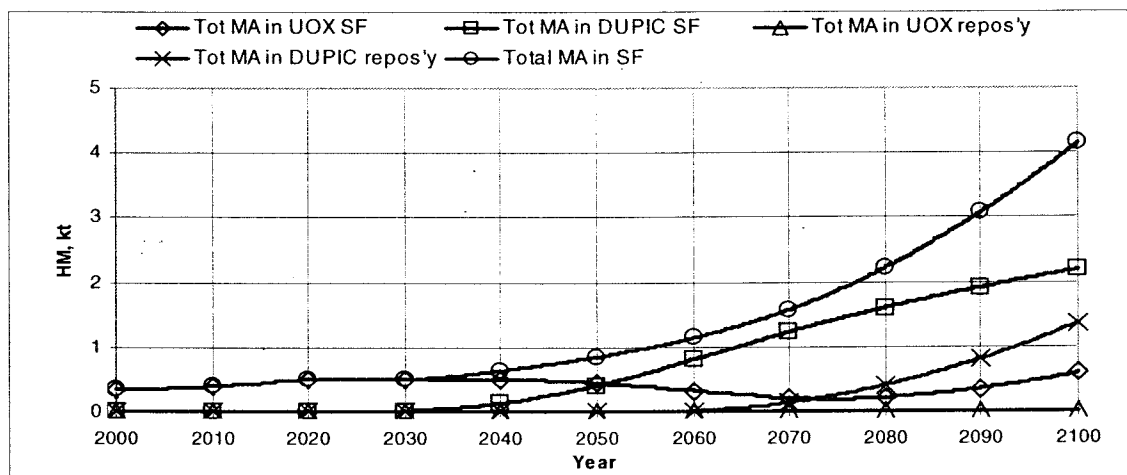
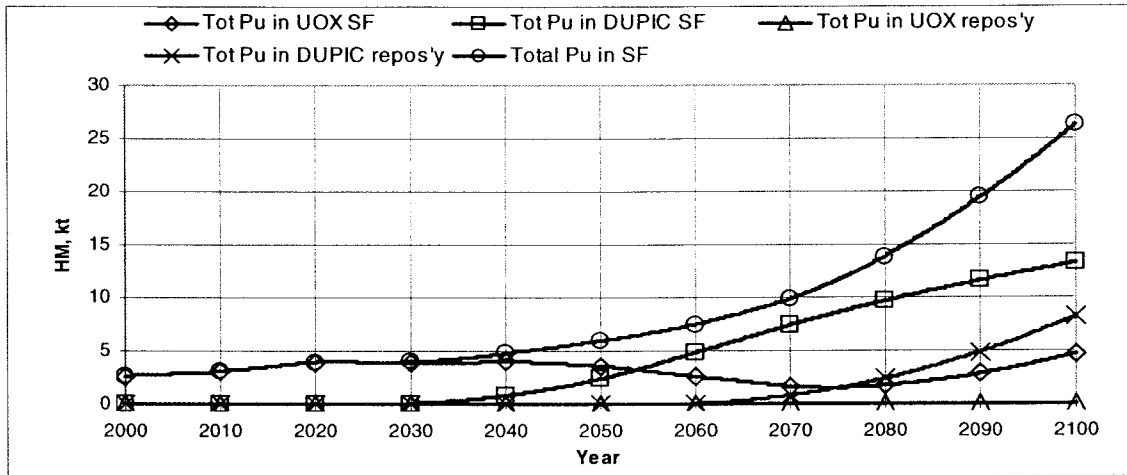


Figure 4.3-15 Amount of heavy elements (Capacity 18%)

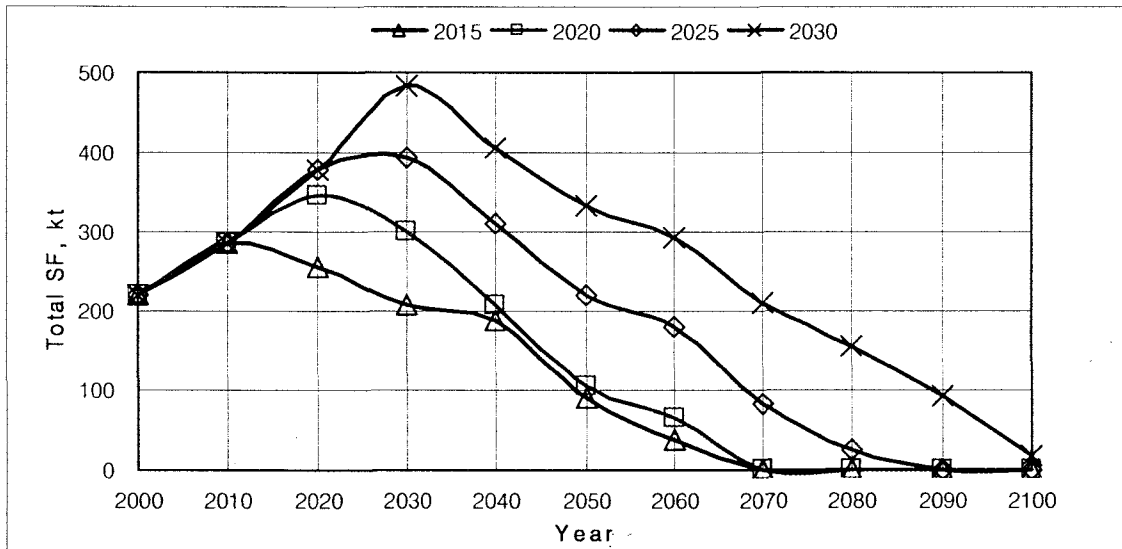


Figure 4.3-16 Comparison of spent fuel inventories

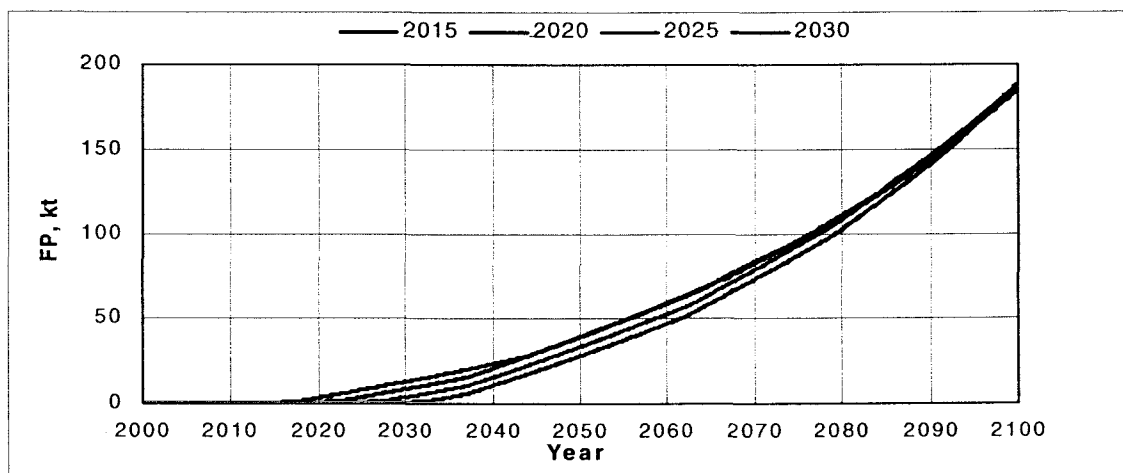
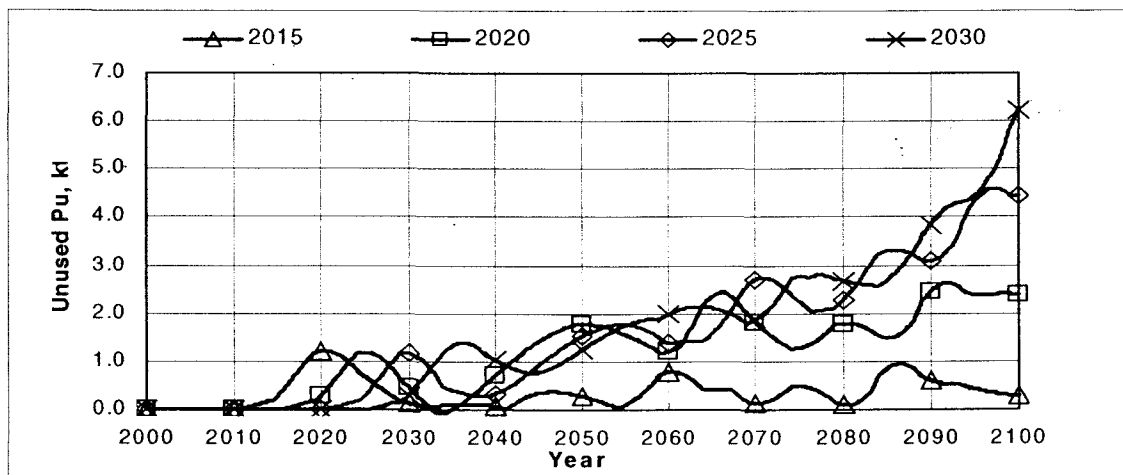
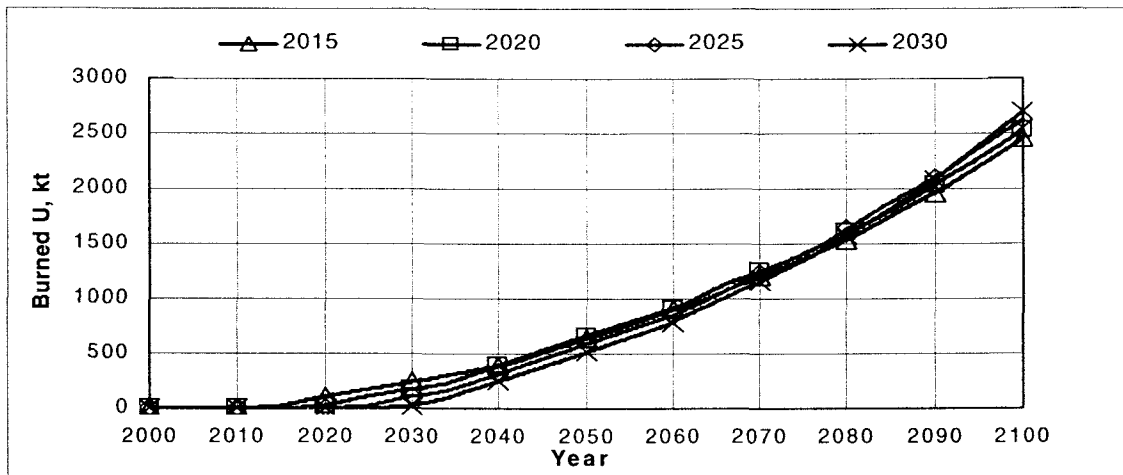


Figure 4.3-17 Comparison of heavy element inventories

4.4 한국 핵주기 특성 분석

기존 DYMOND 코드를 경수로 및 중수로를 모두 보유하고 있는 국내의 경우에 적용하기 위해 프로그램의 일부를 수정 및 보완하였다.[7] 수정된 모델을 이용하여 국내 비순환, 건식 핵연료, KALIMER, 소듐 냉각 고속로, 토륨 핵연료주기 등에 대한 분석을 수행하였다.

4.4.1 DYMOND 코드 수정

국내 원전 상황을 고려하기 위한 DYMOND 코드의 수정은 크게 세 부분으로 나누어지는데, 첫째, 에너지 수요 예측 모델, 둘째 중수로를 고려한 원자로 모델, 그리고 핵연료 주기 모델이다.

에너지 수요 예측 모델

국내의 에너지 수요 예측을 위해 프로그램의 수정 보완이 요구되며, 이를 위해 에너지 수요 기본 방정식을 다음과 같이 정의하였다.

$$E_y = E_{y(\text{ref})} \cdot (1+r)^{y-y(\text{ref})}$$

여기서, E_y 는 고려하고자 하는 년도에 필요한 원자력 에너지 량을 나타내며, $y(\text{ref})$ 는 기준이 되는 년도를 나타내고, r 은 원자력 에너지 수요 증가율을 나타낸다. 국내의 최초 원자로인 고리 원전이 1978년부터 발전을 시작으로 1979년 1999년까지의 국내 원자력 에너지 생산 실적을 고려하면, 이 기간의 에너지 수요 예측식의 상수들은 다음과 같다.

$$E_{1978} = 364 \text{ MWe}$$

$$r = 0.18 \text{ (18\% 원자력 에너지 증가율)}$$

다음으로, 2000년의 원자력 에너지 생산실적과 2015년까지의 원자력 에너지 생산 계획을 고려하면,

$$E_{1999} = 11.112 \text{ MWe}$$

$$r = 0.04 \text{ (4\% 원자력 에너지 증가율)}$$

이 된다. 한편, 2015년 이후 2100년까지의 원자력 에너지 생산계획은 아직 수립되어

있지 않으나, 에너지 예상 수요 증가율을 1%로 가정한다면

$$E_{2016} = 21,415 \text{ MWe}$$

$$r = 0.01 \text{ (1 \% 원자력 에너지 증가율).}$$

프로그램화된 에너지 수요 예측 모델은 그림 4.4-1과 같다.

원자로 계산 모델

기존의 DYMOND 코드는 중수로 모형을 고려할 수 없으므로 중수로 모형을 삽입하였다. 새로운 원자로 형태를 고려하기 위해 DYMOND 코드내의 각 계산 루틴을 검토하고 용량을 수정하였다. 또한, 기존 DYMOND 코드에서 경수로와 연계된 건식핵연료관련 계산 부분도 일부 수정되었으며, 수정된 프로그램은 그림 4.4-2와 같으며, 건설 예정 원자로 수는 다음과 같다.

$$N_{\text{NPP, total}} = \sum_i \frac{C_i \cdot P_{\text{total}}}{P_i}$$

여기서, C_i 는 각 원자로 형태 i 의 용량 비율(%)이고, P_{total} 은 요구되는 총 원자로 출력이며, 다음과 같이 구할 수 있다.

$$P_{\text{total}} = \text{Min} \left[(E_{\text{demand}} - \sum_i P_{\text{potential, } i}), E_{\text{maximum}} \right]$$

여기서, E_{demand} 는 전력 요구량이고 $P_{\text{potential, } i}$ 는 각 원자로 형태 i 의 운전 중인 원자로, 인허가 심사 중인 원자로, 건설 중인 원자로 및 새로 건설되는 원자로 출력의 합이다. 그리고 E_{maximum} 은 산업체의 최대 건설 용량이다.

핵연료 주기 계산 모델

중수로 및 건식핵연료에 대한 모형이 추가됨에 따라 DYMOND 코드내 핵주기 계산의 일부 모듈을 그림 4.4-3과 같이 수정하였다. 그림 4.4-3에서 중수로 핵연료와 건식핵연료를 핵연료 제조 단계에서 다음과 같이 모형화 하였다.

$$\text{PHWR}_{\text{fuel}} = \text{PHWR}_{\text{fraction}} \times \text{PHWR}_{\text{fuel request}}$$

$$\text{DUPIC}_{\text{fuel}} = \text{DUPIC}_{\text{fraction}} \times \text{DUPIC}_{\text{fuel request}}$$

여기서 건식 핵연료의 제조는 사용후 핵연료 단계와 연관이 있으므로 건식 핵연료의 제조는 다음과 같이 모형화 할 수 있다.

$$\begin{aligned} \text{DUPIC}_{\text{fabrication}} &= 0, t < \text{DUPIC}_{\text{start time}} \\ &= \text{DUPIC}_{\text{fabrication capacity}}, t \geq \text{DUPIC}_{\text{start time}} \end{aligned}$$

각 원자로의 분율 및 핵연료 요구량은 그림 4.4-4에 나타난 바와 같이 구할 수 있으며, 경수로 분율은 다음과 같이 표현된다.

$$\text{UOX}_{\text{fraction}} = (1 - \text{PHWR}_{\text{fraction}}) \cdot (1 - \text{DUPIC}_{\text{fraction}})$$

각 원자로에 대한 핵연료 요구량은 가동 시 필요한 양과 교체를 위해 필요한 양의 합이다.

4.4.2 비순환 주기 모형 해석

수정된 DYMOND 코드를 사용하여 한국의 비순환 핵연료 주기를 해석하였다. 먼저, 전원 개발 계획에 따라 원자력 발전 용량이 1999년도에 13.716 GWe에서 2015년도에는 27.32 GWe으로 증가한다고 가정하였다.[8] 2016년 이후에는 원자력 발전소 건설이 확정되어 있지는 않지만 전력 요구량 증가율을 1%로 가정하였다. 1999년도에 운전 중인 원자로로 12기의 경수로와 4기의 중수로를 고려하였으며, 경수로의 수명은 50년, 중수로의 수명은 40년으로 하였다. 또한, 2000년 이후에는 중수로 건설 계획이 없으므로 중수로는 그 수명이 다하면 정지되는 것으로 가정하였다. 그림 4.4-5 및 4.4-6은 경수로에 대한 입력 자료를 보이고 있으며, 그림 4.4-7 및 4.4-8은 중수로에 대한 입력 자료를 나타낸다.

그림 4.4-9는 원자력 요구량은 나타내고 있으며, 2100년도에 원자력 요구량이 63.7 GWe이 될 것으로 예측되었다. 그림 4.4-10 및 4.4-11은 원자력 요구량에 따른 각 원자로 형태의 용량 변화와 운전되는 원자로 수의 변화를 나타내고 있다. 약 2040년 이후에 중수로는 운전 정지된 후 원자로는 경수로의 용량이 100%에 이르고, 운전되는 원자로의 수는 2100년에 용량 1400 MWe인 경수로 약 48기가 될 것으로 예측된다. 그림 4.4-12는 매년 건설 또는 주문되는 원자로의 수를 나타내고 있다.

그림 4.4-13은 발생하는 사용후 핵연료의 양을 나타내고 있으며, 2100년도에는 총 사용후 핵연료 발생량이 102.2 kt에 이를 것으로 예측되었다. 2049년 이후 중수로 사용후 핵연료는 약 17.2 kt으로 일정하게 유지된다. 그림 4.4-14와 4.4-15

는 사용후 핵연료 발생량에 따른 우라늄, 플루토늄 및 희소 악티나이드 양을 나타내고 있다. 2100년도까지 발생하는 양은 각각 95.6 kt, 1.2 kt 및 0.13 kt으로 예상된다. 그림 4.4-16은 사용후 핵연료 내 핵분열 생성물의 양을 나타내며, 2100년도에 약 5.3 kt에 이를 것으로 예측된다.

4.4.3 듀픽 핵연료주기 분석

건식 산화물 핵연료를 중수로에 재사용하는 핵연료 주기에 대한 분석을 수행하여 건설되는 원자로 수 및 발생하는 사용후 핵연료 양을 계산하고 비순환 주기와 비교하였다. 듀픽 핵연료 주기를 위한 DYMOND 코드의 수정은 그림 4.4-3 및 4.4-4에 나타나 있으며, 듀픽 핵연료 사용 원자로 및 핵연료에 대한 입력 자료는 그림 4.4-17과 4.4-18에 나타내었다. 듀픽 핵연료 주기에서는 원자력 에너지 요구량이 비순환 주기와 동일하고 새로 건설되는 중수로에는 건식 핵연료를 사용하며 기존 중수로는 수명 기간 후 폐쇄되는 것으로 가정하였다. 이때 새로 건설되는 중수로의 용량은 표 4.4-1과 같이 가정하였다. 또한, 듀픽 핵연료 장전 중수로는 2015년에 건설을 시작하며, 경수로 핵연료의 건식 재가공은 2010년에 시작된다고 가정하였다.

건식 재가공 핵연료를 사용하는 듀픽 핵연료 주기 해석 결과, 그림 4.4-19에 나타난 바와 같이 에너지 요구량에 따라 건설되는 경수로의 용량은 100%에서 점차 감소하여 2100년도에 80%가 되며, 듀픽 핵연료 사용 중수로의 용량은 20%가 된다. 그림 4.4-20은 매년 운전되는 원자로 수를 나타내고 있다. 2100년도에 경수로는 약 53기, 중수로는 19기가 될 것으로 예측된다. 그림 4.4-21에 나타난 바와 같이 운전되는 원자로에서 발생하는 사용후 핵연료양은 2100년도에 49.2 kt이 될 것으로 예상되어 비순환 주기에 비해 약 50%가 감소된다. 이는 모든 경수로 사용후 핵연료가 재가공되어 중수로에 재사용되기 때문에 경수로 사용후 핵연료가 발생하지 않기 때문이다. 이때 운전 정지된 중수로의 사용후 핵연료는 약 17 kt으로 유지된다. 그림 4.4-22 - 4.4-25에 나타난 바와 같이 우라늄, 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 발생량은 비순환 주기와 비교하여 각각 50%, 56%, 40% 및 60% 감소함을 알 수 있다.

4.4.4 금속 핵연료 소듐 고속로 주기 분석

국내에서는 1992년부터 액체 금속로인 KALIMER 개발을 수행중이다.[9,10] KALIMER는 플형 소듐 냉각 고속로이며, 2가지 형태로 개발되고 있다. 첫째, KALIMER-150은 출력 150 MWe이고, 증식비가 1.05이다. 둘째, KALIMER-600은 출력이 600 MWe이며, 증식비는 1.0이다. 그림 4.4-26 및 4.4-27은 두 가지 KALIMER 원자로에 대한 노심 배열을 나타내고 있다.

본 절에서는 비순환 주기와 고속로인 KALIMER 원자로의 혼합주기를 해석한다. 본 해석을 위해 KALIER 원자로는 2015년에 건설을 시작하고, KALIMER 핵연료 공급을 위한 경수로 사용후 핵연료의 재처리는 2010년에 시작된다고 가정하였다. 한편, KALIMER 사용후 핵연료의 재처리는 2020년부터 시작된다고 가정하였다. 연도별 KALIMER 도입 시나리오는 표 4.4-2와 같으며, KALIMER 원자로 및 핵연료에 대한 DYMOND 입력 자료는 그림 4.4-28 및 4.4-29에 나타내었다.

원자력 에너지 요구량을 만족시키기 위해 필요한 고속로 용량은 그림 4.4-30과 같이 2030년 이후 서서히 증가하여 2100년도에 약 20%에 이르게 된다. 그림 4.4-31 및 4.4-32는 각각 KALIMER-150과 KALIMER-600 주기에 대해 운전되는 원자로의 수를 나타내고 있다. 2030년 이후 경수로는 서서히 증가하여 2100년에는 용량 1400 MWe 원자로 약 40기가 운전될 것으로 예상되며, KALIMER-150 및 KALIMER-600 원자로는 각각 72기, 18기가 운전될 것으로 예측된다. 그림 4.4-33은 발생하는 총 사용후 핵연료의 양을 비순환 주기와 비교하여 나타낸 것이다. 이 그림에서 나타난 바와 같이 비순환 주기에서는 2100년도에 약 102 kt의 사용후 핵연료가 발생하지만, KALIMER 주기에서는 약 17 kt으로 약 83% 감소한다. 이는 경수로와 KALIMER의 모든 사용후 핵연료가 재순환되기 때문이다.

표 4.4-3 및 그림 4.4-34 - 4.4-37은 발생하는 사용후 핵연료에 따른 우라늄, 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물의 양을 비순환 주기와 비교하여 나타내고 있다. KALIMER 주기는 사용후 핵연료내 우라늄 양을 약 85% 감소시키고, 독성이 없는 회수 우라늄을 약 72 kt 확보할 수 있다. 플루토늄 생성량은 비순환 주기와 비교하여 KALIMER-150 및 KALIMER-600 주기에 의해 각각 43% 및 29% 감소한

다. 그러나 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 발생량은 크게 감소되지 않는 것으로 나타났다. 따라서 향후 원전 또는 핵연료 주기에서는 희소 악티나이드와 핵분열 생성물 감소를 위한 시나리오의 도입이 고려될 수 있다.

4.4.5 산화물 핵연료 소듐 고속로 주기 분석

건식 핵연료 주기는 제4세대 원자력 시스템 연구에서 플루토늄 부분 재순환 주기의 하나로 고려되고 있다. 4.4.4 절에서 기술된 KALIMER 원자로는 금속 핵연료를 사용하는 반면, 본 절에서는 건식 핵연료를 사용하는 소듐 냉각 고속로 주기에 대한 해석을 수행한다. 본 절에서 고려하는 소듐 냉각 고속로는 BN-600 원자로를 기초로 하고 있다. BN-600 원자로는 풀형 원자로로서 전기 출력이 600 MW (열출력: 1470 MW)이며, 핵연료로는 UO_2 - PuO_2 를 사용한다. 본 연구에서는 2가지 형태의 BN-600 원자로를 고려하였는데, 첫째 BN-600 복합 노심이다. 이는 국제원자력 기구의 협동 연구 계획(Coordinated Research Project)에서 검증 노심으로 이용되어 왔다.[11] 두 번째 형태는 BN-600 변형 노심으로 실제 운전 조건을 고려하기 위한 것이다. 그림 4.4-38과 4-3-39는 본 절에서 고려하고 있는 두 가지 노심의 배열을 나타내고 있다.

비순환 주기와 건식 핵연료 사용 소듐 냉각 고속로의 혼합주기 해석을 위해 소듐 냉각로는 2015년에 건설을 시작하고, 소듐 냉각로의 핵연료 공급을 위한 경수로 사용후 핵연료의 재처리는 2010년에 시작된다고 가정하였다. 한편, 소듐 냉각로 핵연료의 재처리는 2020년부터 시작된다고 가정하였다. 년도 별 소듐 냉각로 도입 시나리오는 표 4.4-2와 같으며, 복합 및 변형 소듐 냉각로 및 핵연료에 대한 DYMOND 입력 자료는 그림 4.4-40 및 4.4-41에 나타내었다.

원자력 에너지 요구량을 만족시키기 위해 필요한 고속로 용량은 그림 4.4-42와 같이 2030년 이후 서서히 증가하여 2100년도에 약 20%에 이르게 되며, 경수로 용량은 80%로 감소한다. 그림 4.4-43은 BN-600 원자로 주기에 대해 운전되는 원자로의 수를 나타내고 있다. 2030년 이후 경수로는 서서히 증가하여 2100년에는 용량 1400 MWe 원자로 약 40기가 운전될 것으로 예상되며, BN-600 원자로는 두 가지 노심 형태 모두 약 18기가 운전될 것으로 예측된다. 그림 4.4-44는 발생되

는 총 사용후 핵연료의 양을 비순환 주기와 비교하여 나타낸 것이다. 이 그림에서 나타난 바와 같이 비순환 주기에서는 2100년도에 약 102 kt의 사용후 핵연료가 발생하지만, 소듐 냉각로 주기에서는 약 17 kt으로 약 83% 감소한다. 이는 경수로와 소듐 냉각로의 모든 사용후 핵연료가 재순환되기 때문이다.

표 4.4.4 및 그림 4.4.45 - 4.4.48은 발생하는 사용후 핵연료에 따른 우라늄, 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물의 양을 비순환 주기와 비교하여 나타내고 있다. 소듐 냉각로 주기는 두 가지 노심 형태 모두 사용후 핵연료 내 우라늄 양을 약 85% 감소시키고, 독성이 없는 회수 우라늄을 약 72 kt 확보할 수 있다. 플루토늄 생성량은 비순환 주기와 비교하여 BN-600 복합 및 변형 노심 주기에 의해 각각 32% 및 25% 감소한다. 또한, 희소 악티나이드 생성량은 두 노심 형태에 따라 각각 15% 및 8% 감소한다. 그러나 핵분열 생성물 발생량은 크게 감소되지 않는 것으로 나타났다. 따라서 향후 원전 또는 핵연료 주기에서는 희소 악티나이드와 핵분열 생성물 감소를 위한 시나리오의 도입을 고려하여야 한다.

Table 4.4-1 PHWR capacity (%) with time

Time	DUPIC Capacity
2000	0
2005	0
2010	0
2015	25
2020	25
2025	25
2030	25
2035	22
2040	22
2045	22
2050	22
2055	20
2060	20
2065	20
2070	20
2075	20
2080	20
2085	20
2090	20
2095	20
2100	20

Table 4.4-2 Fast reactor capacity with time

Time	FR Capacity (%)
2000	0
2005	0
2010	0
2015	5
2020	5
2025	5
2030	5
2035	5
2040	10
2045	10
2050	15
2055	15
2060	15
2065	15
2070	15
2075	15
2080	15
2085	15
2090	15
2095	15
2100	15

Table 4.4-3 Comparison of spent fuel and heavy element inventory (kt)

(KALIMER Scenario)

	Once-through	KALIMER-150	KALIMER-600
PWR SF	85.03	0	0
PHWR SF	17.20	17.20	17.20
FR SF	0	0	0
Total SF	102.23	17.20	17.20
Pu	1.23	0.70	0.87
MA	0.13	0.12	0.11
FP	5.28	5.16	5.16
U	95.59	16.08	16.08
Recovered U	-	72.41	72.60

Table 4.4-4 Comparison of spent fuel and heavy element inventory (kt) (SFR Scenario)

	Once-through	Hybrid BN-600	Modified BN-600
PWR SF	85.03	0	0
PHWR SF	17.20	17.20	17.20
FR SF	0	0	0
Total SF	102.23	17.20	17.20
Pu	1.23	0.83	0.92
MA	0.13	0.11	0.12
FP	5.28	5.14	5.14
U	95.59	16.08	16.08
Recovered U	-	72.16	72.59

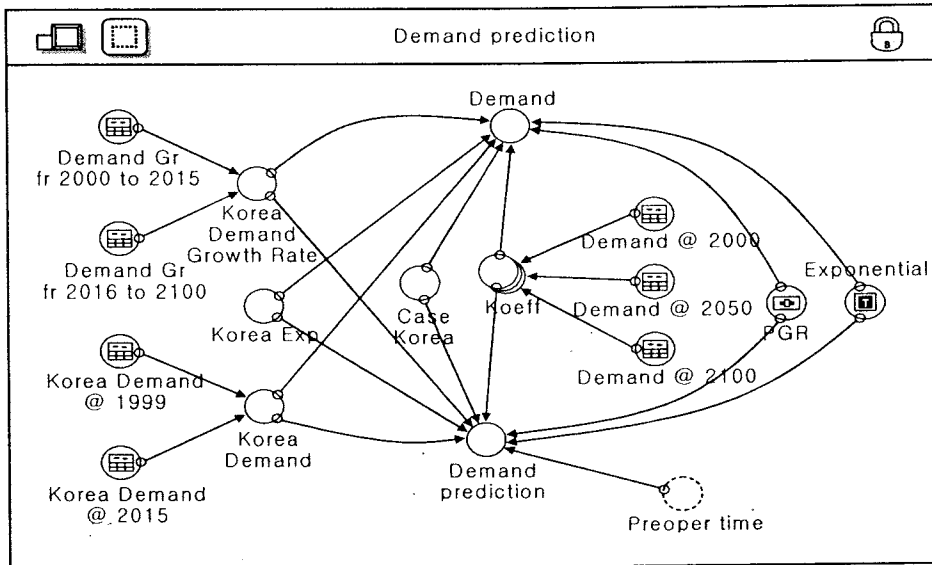


Figure 4.4-1 Modeling of nuclear energy demand prediction

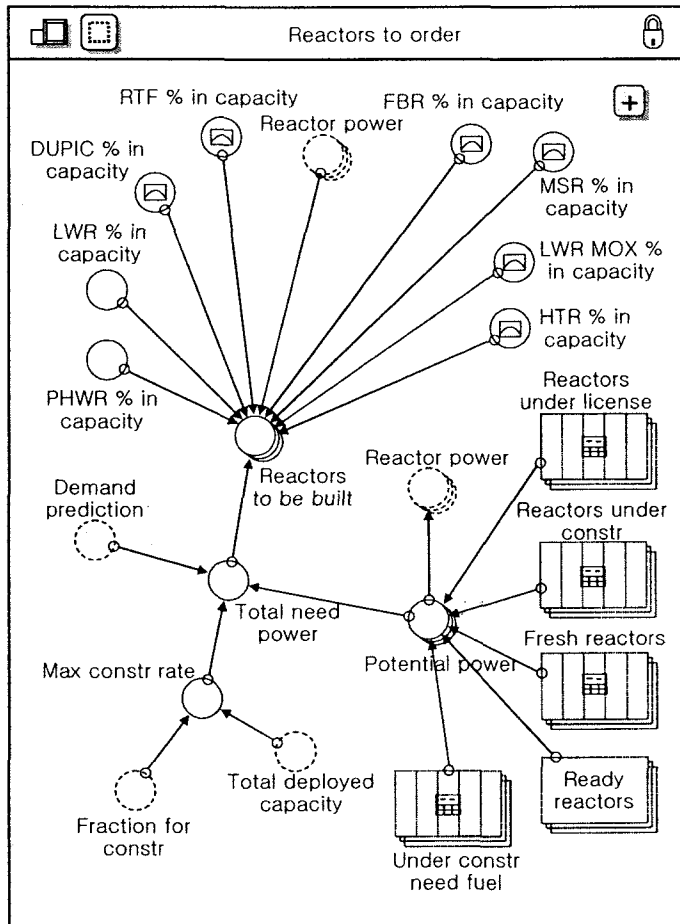


Figure 4.4-2 Reactor construction model including PHWR

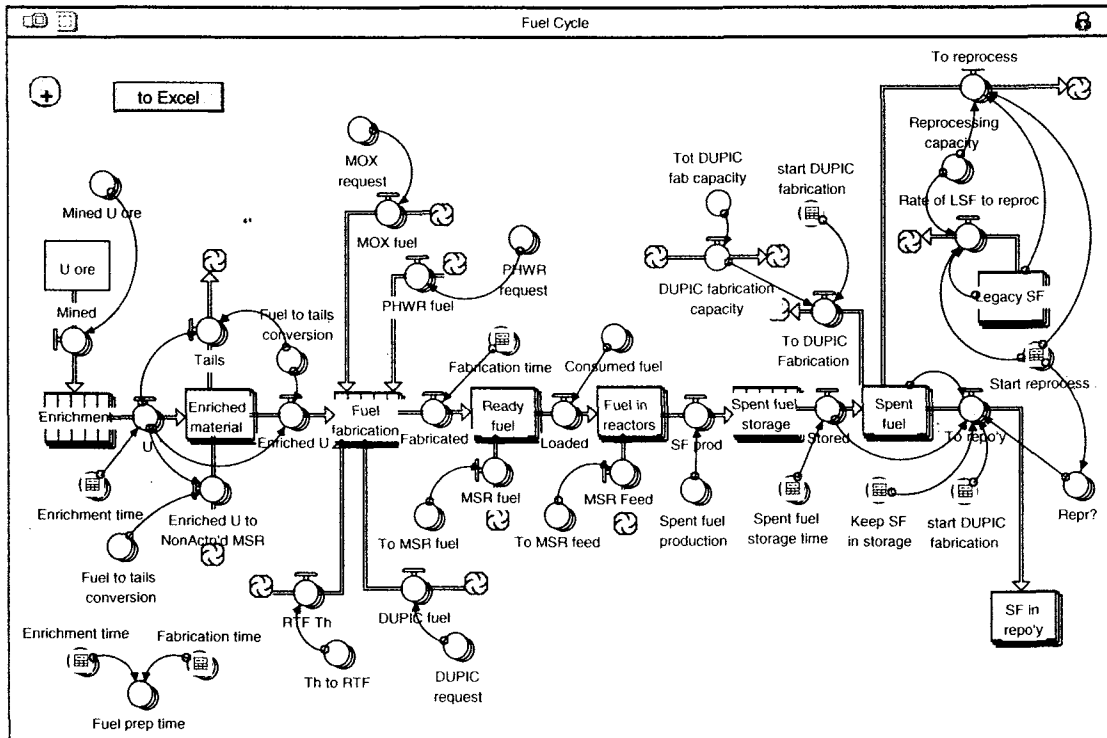


Figure 4.4-3 Overall fuel cycle model

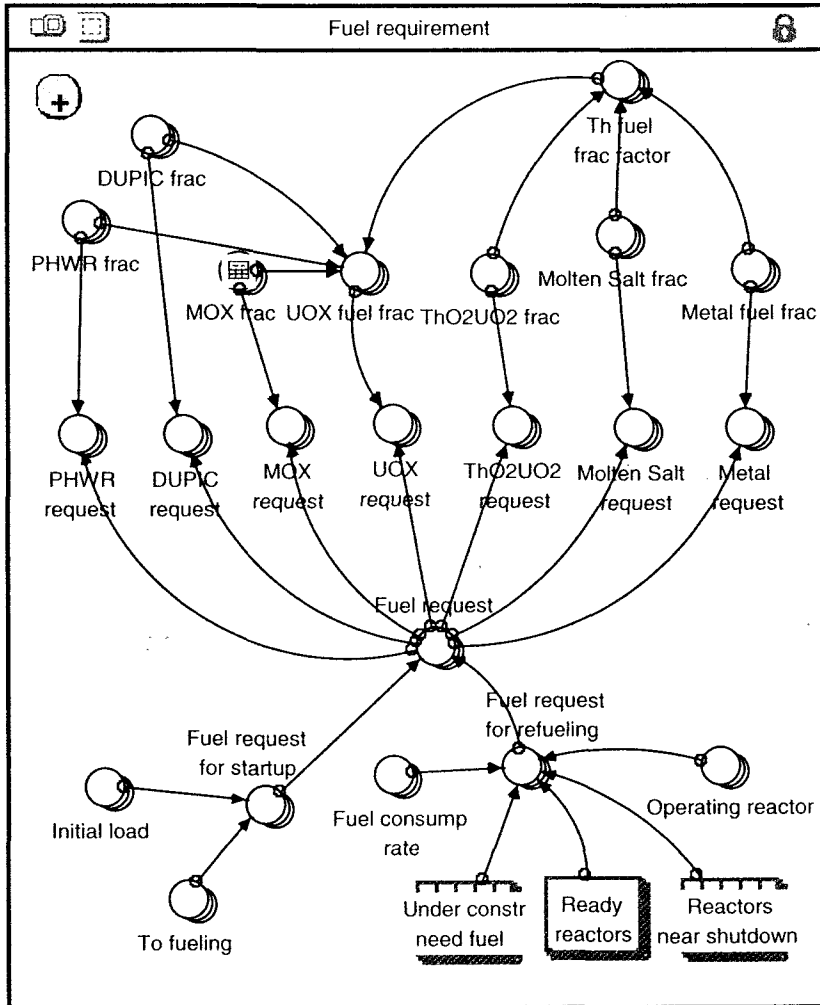


Figure 4.4-4 Fuel requirement model

Light Water Reactors

Existing reactors

Reactors near retirement(LWR)	0
Reactors under const(LWR)	246
Under construction fuel(LWR)	162
Reactors under repair(LWR)	0
Fresh Reactor(LWR)	12

Times, yr

Start reprocess(LWR)	2200
Enrichment time(LWR)	
Fabrication time(LWR)	2
Reprocess time(LWR)	0.5
Spent fuel storage time(LWR)	5
Reactor lifetime(LWR)	40

Initial material amounts, kt

Spent fuel(LWR/Core)	2.647
Spent fuel storage(LWR/Core)	0

Reprocessing plant

Rep plant capacity(LWR ktHM / y)	1
----------------------------------	---

Unassigned

Global(LWR)
U

Type of Reprocessing

<input type="checkbox"/>	PUREX(LWR)
<input type="checkbox"/>	APUREX(LWR)
<input checked="" type="checkbox"/>	PYRO(LWR)

Compositions
#1 and #2

Main

MOX

Figure 4.4-5 PWR input data of the DYMOND code

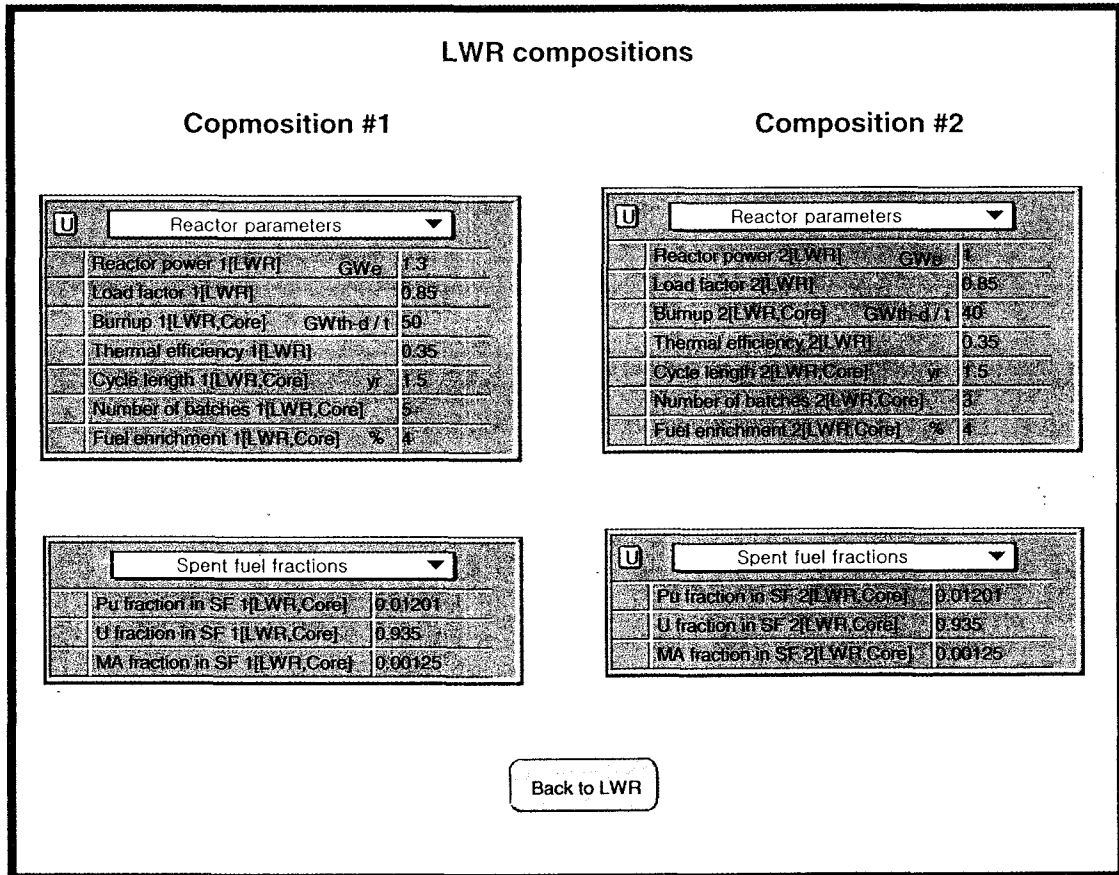


Figure 4.4-6 PWR fuel composition data of the DYMOND code

PHWR Reactors

Existing reactors	
Fresh Reactors[PHWR]	4
Reactors near retirement[PHWR]	0
Reactors under const[PHWR]	0
Reactors under financ[PHWR]	0
Under constr need fuel[PHWR]	0

Times, yr	
Start reprocess[PHWR]	2200
Enrichment time[PHWR]	0.5
Fabrication time[PHWR]	0.5
Reprocess time[PHWR]	0.5
Spent fuel storage time[PHWR]	5
Reactor lifetime[PHWR]	40

Initial material amounts, kt	
Spent fuel[PHWR,Cors]	2.31
Spent fuel storage[PHWR,Cors]	0

Reprocessing plant	
	ktHM/y

PHWR % in CTR

Com[PHWR]

Switch

Compositions #1 and #2

MOX

Main

Figure 4.4-7 PHWR input data of the DYMOND code

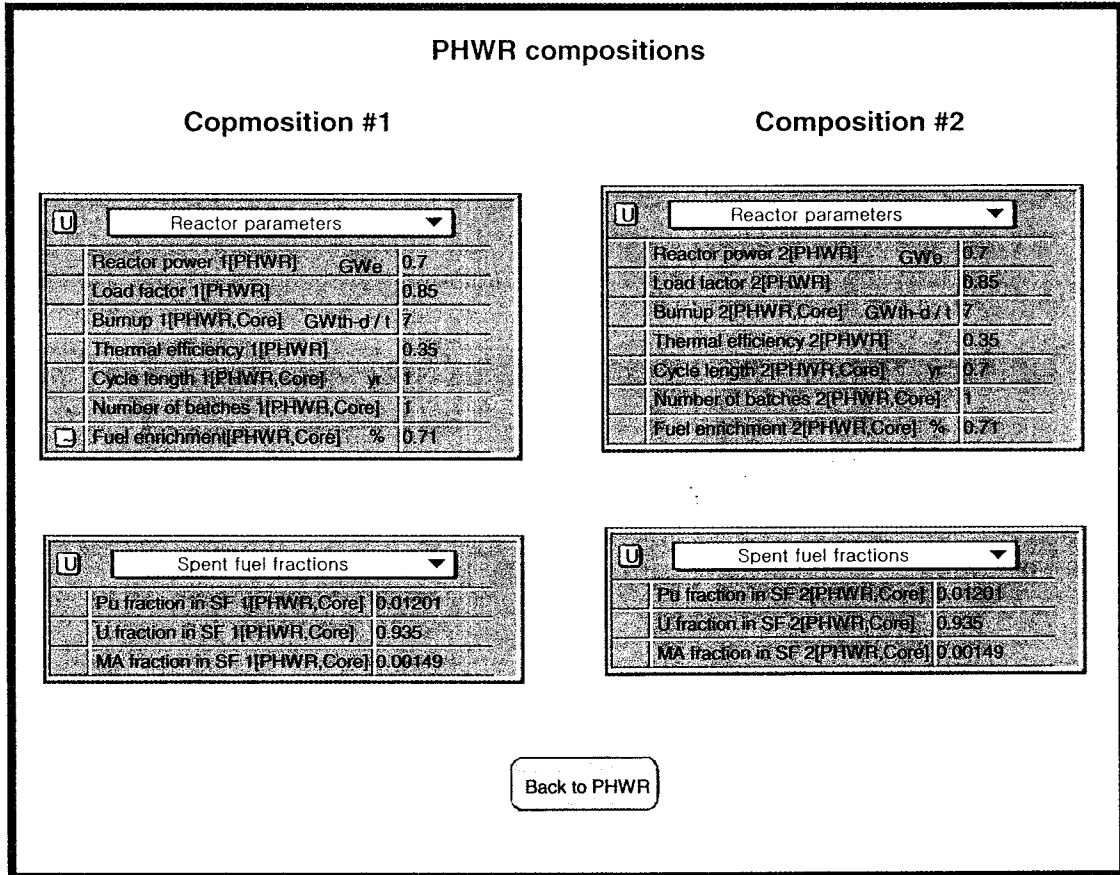


Figure 4.4-8 PHWR fuel composition data of the DYMOND code

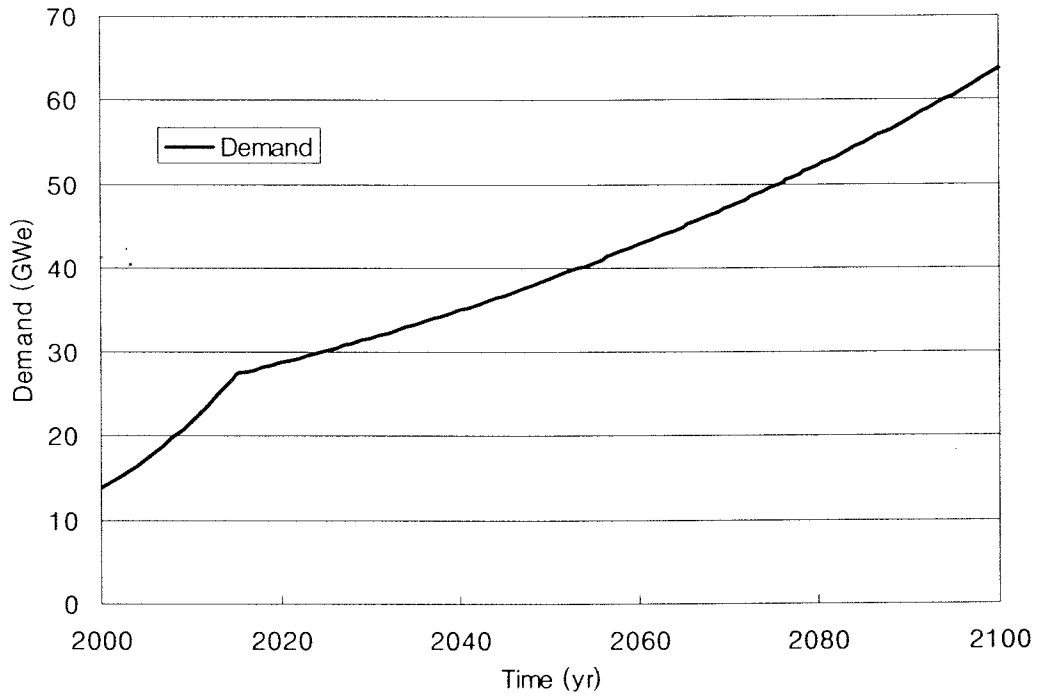


Figure 4.4-9 Demand power scenario (Once-through)

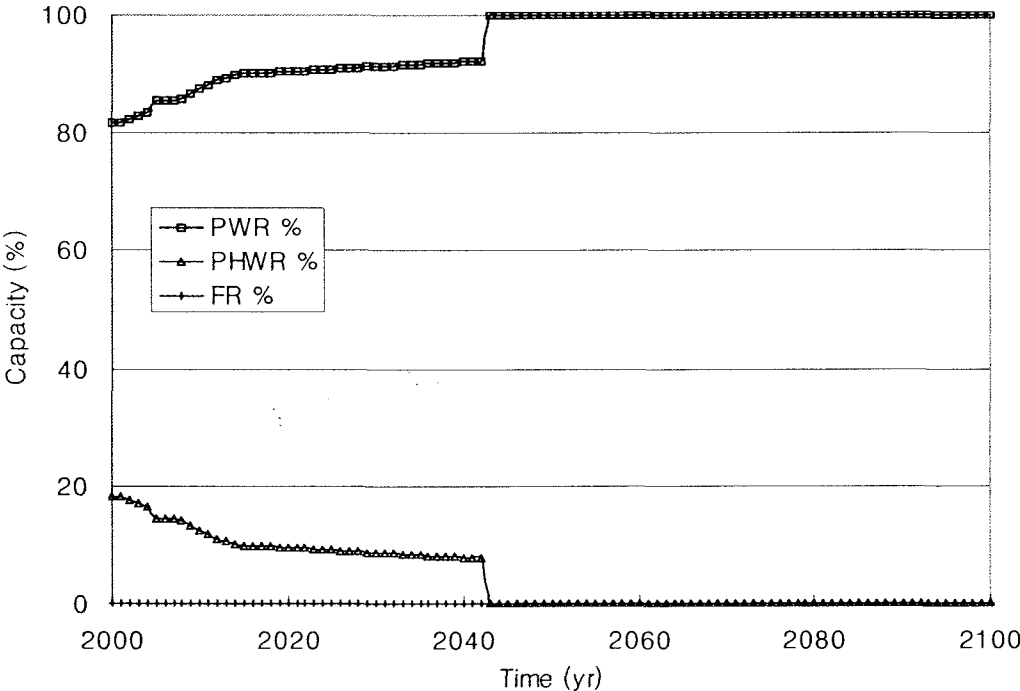


Figure 4.4-10 Electricity generation fraction of each reactor type (Once-through)

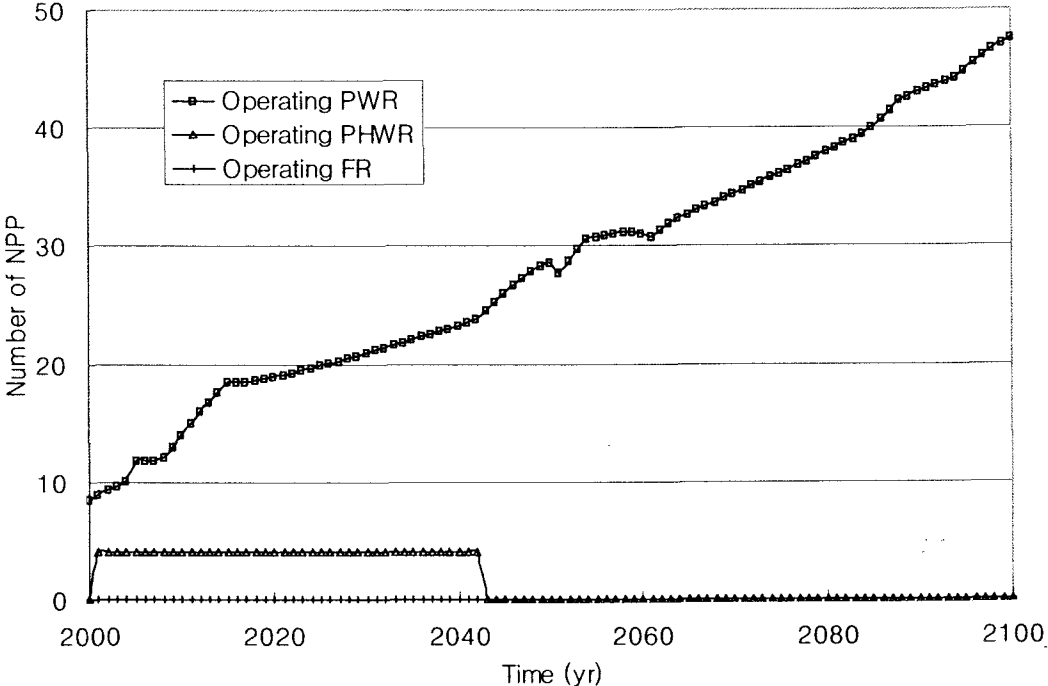


Figure 4.4-11 Number of operating reactors (Once-through)

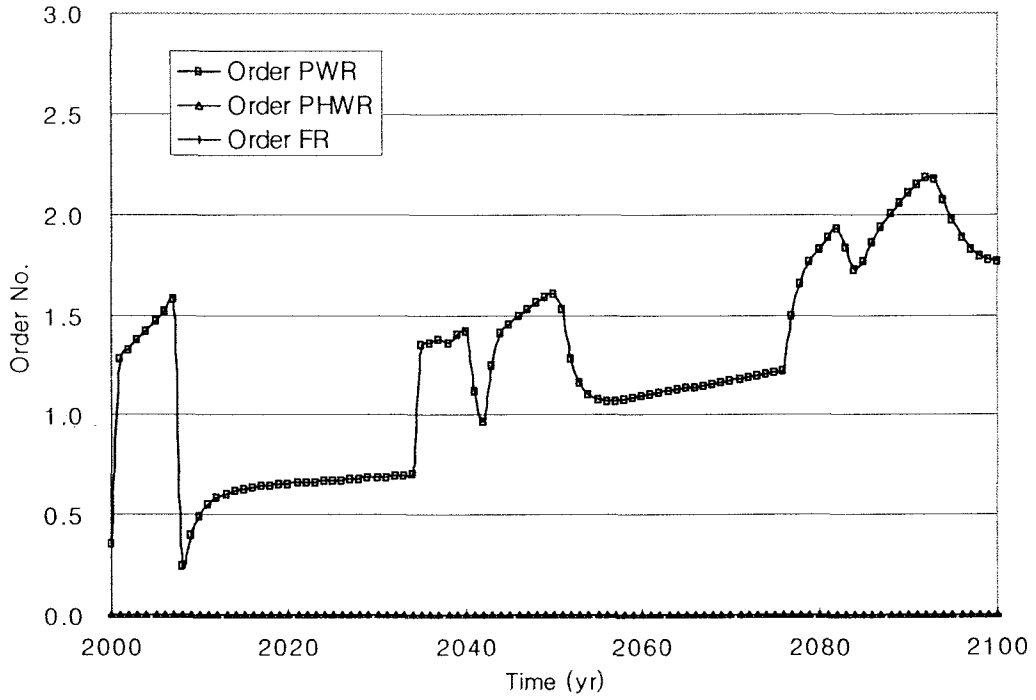


Figure 4.4-12 Number of reactor orders (Once-through)

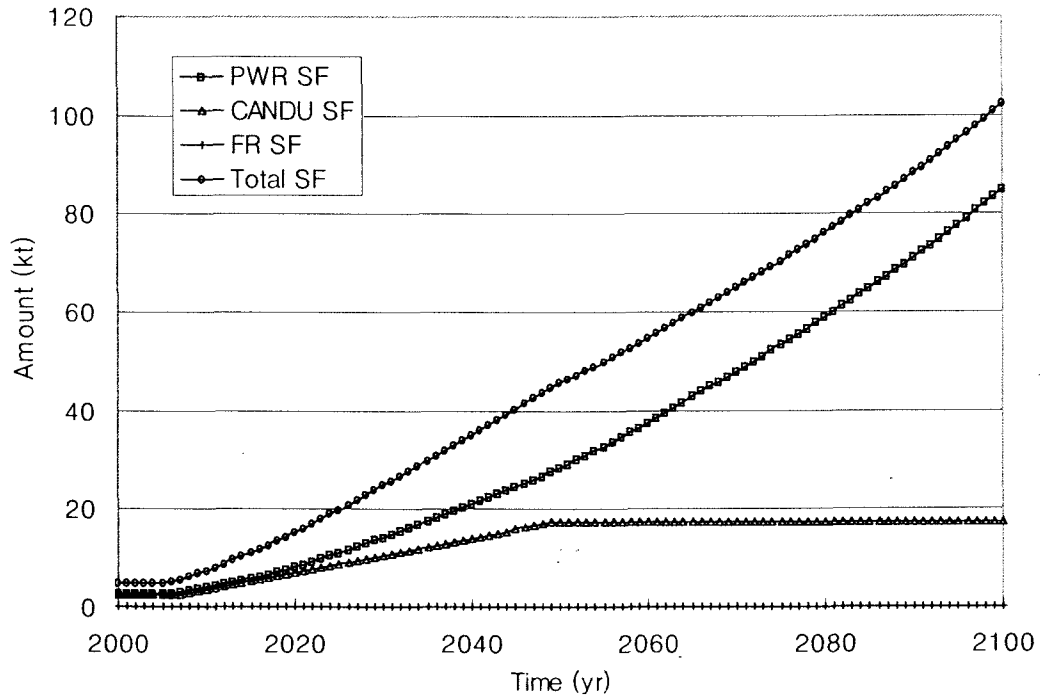


Figure 4.4-13 Spent fuel inventory (Once-through)

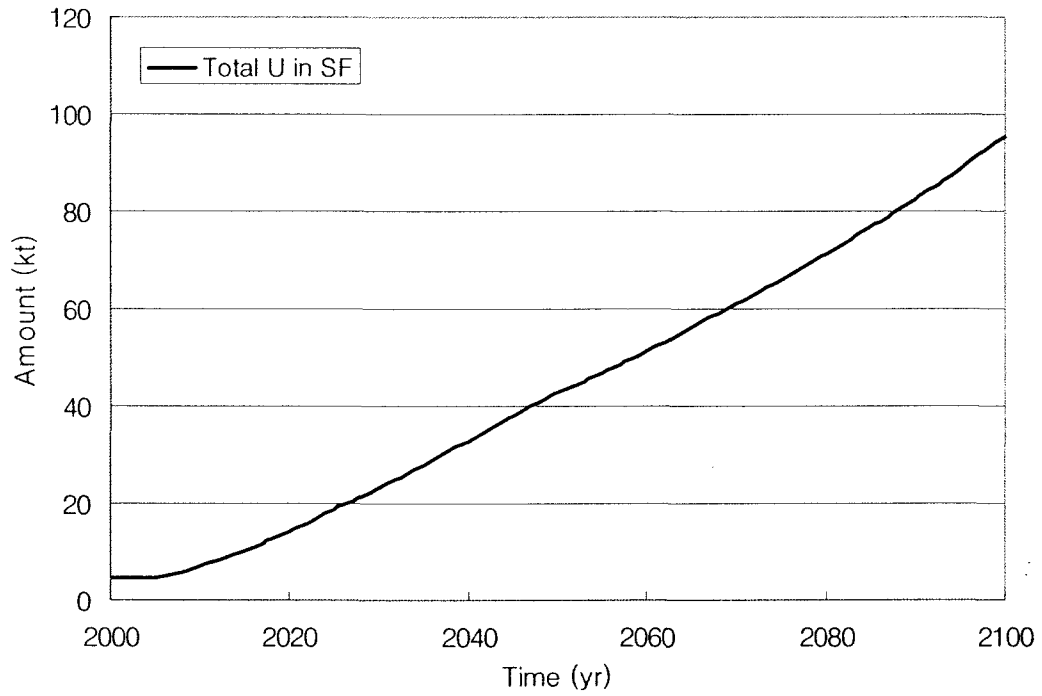


Figure 4.4-14 Uranium inventory (Once-through)

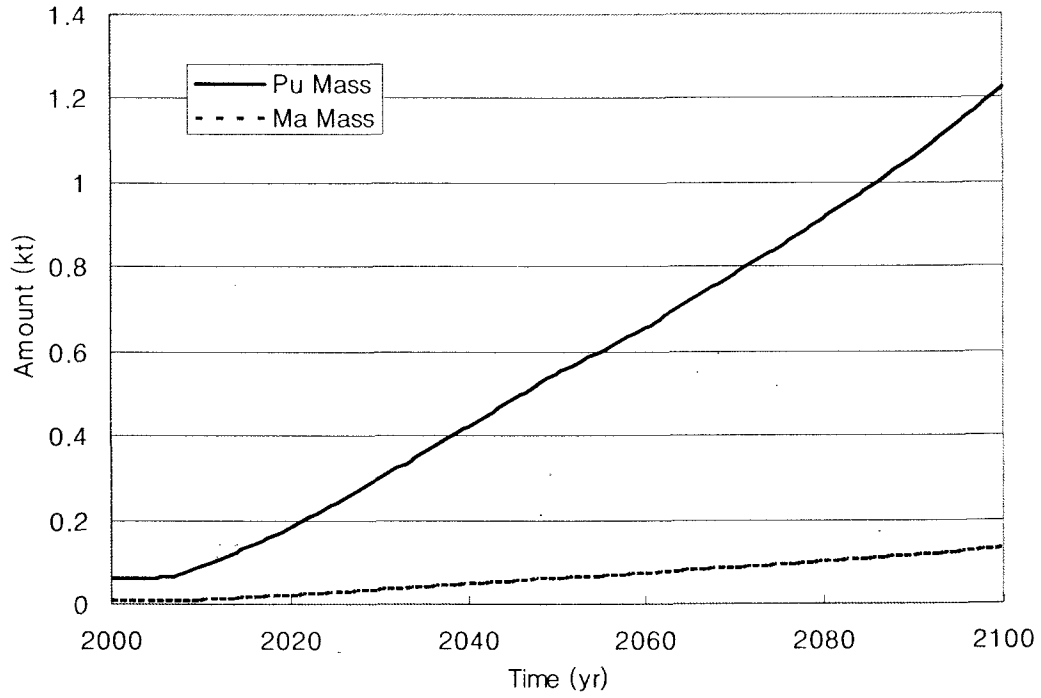


Figure 4.4-15 Plutonium and minor actinide inventory (Once-through)

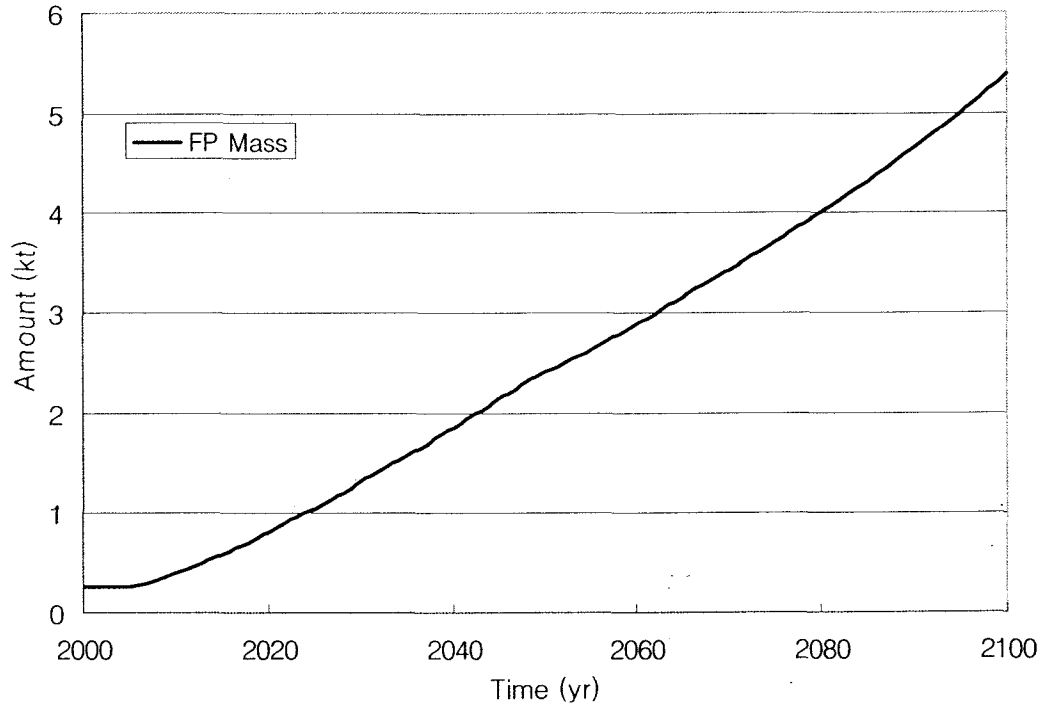


Figure 4.4-16 Fission products inventory (Once-through)

DUPIC

Existing reactors	
Fresh Reactors[DUPIC]	0

Times, yr	
start DUPIC fabrication	2010
Enrichment time[DUPIC]	1.5
Fabrication time[DUPIC]	2
Spent fuel storage time[DUPIC]	5

Initial material amounts, kt	
Spent fuel[DUPIC,Core]	0

Reprocessing plant	
	kt-M/y

DUPIC % in c?	

Comp[DUPIC]	

Compositions #1 and #2

Main

Figure 4.4-17 DUPIC reactor input data of the DYMOND code

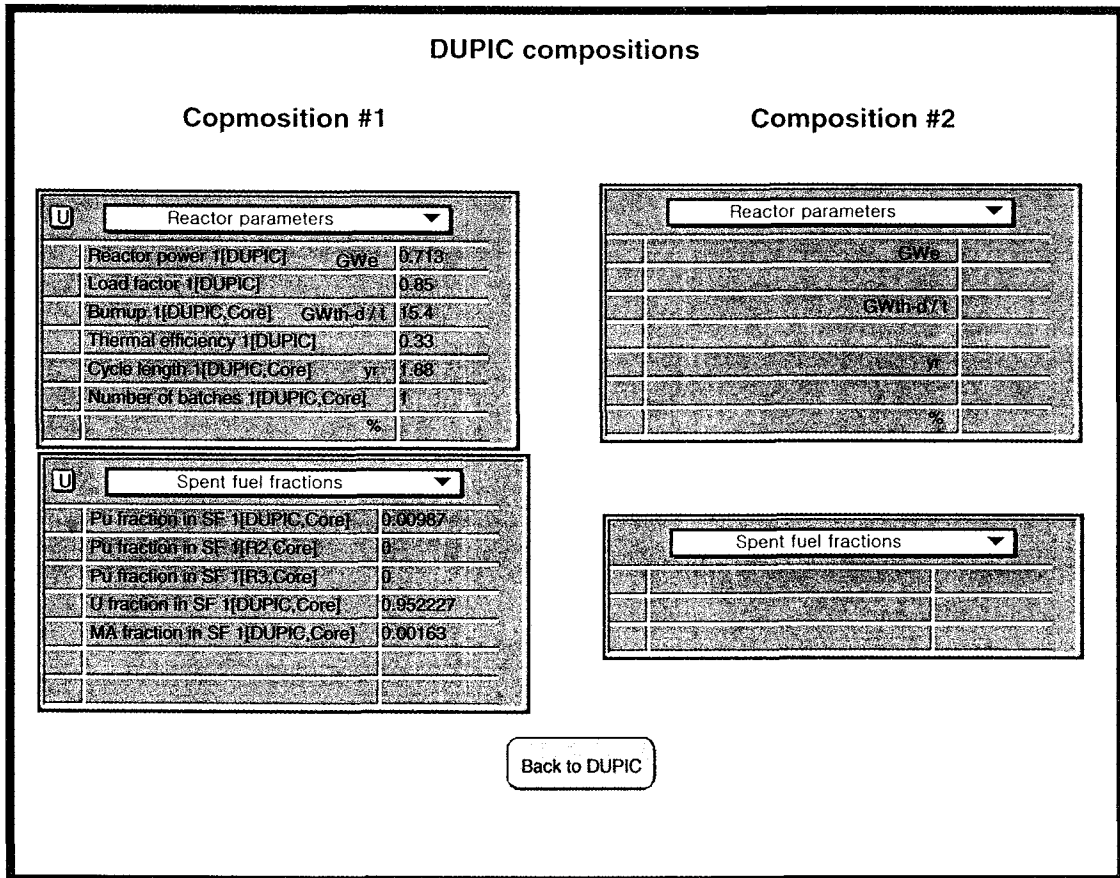


Figure 4.4-18 DUPIC fuel composition data of the DYMOND code

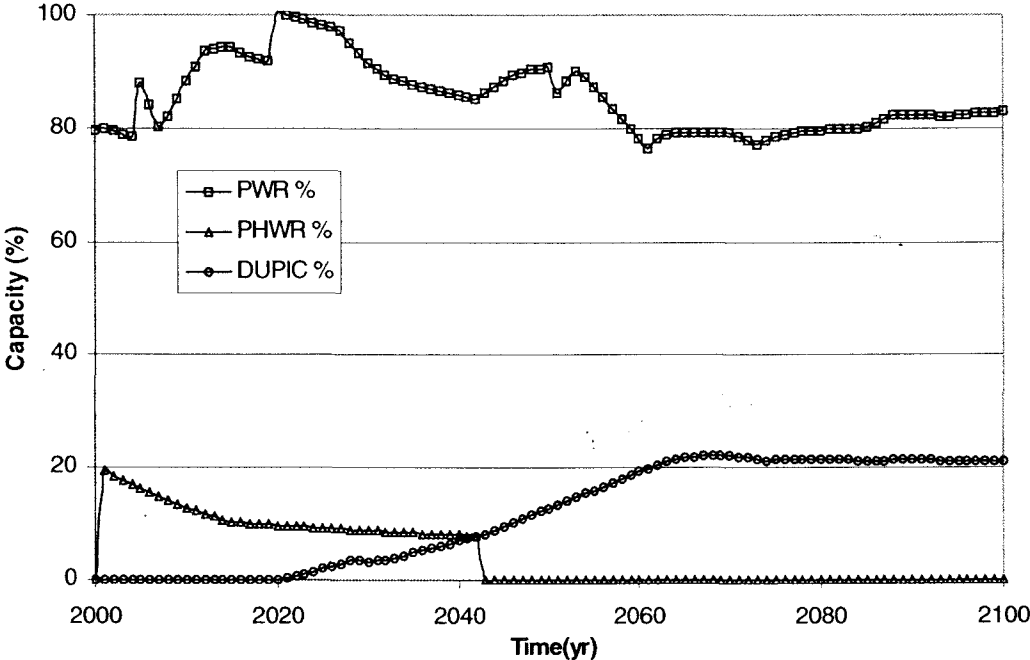


Figure 4.4-19 Electricity generation fraction of each reactor type (DUPIC cycle)

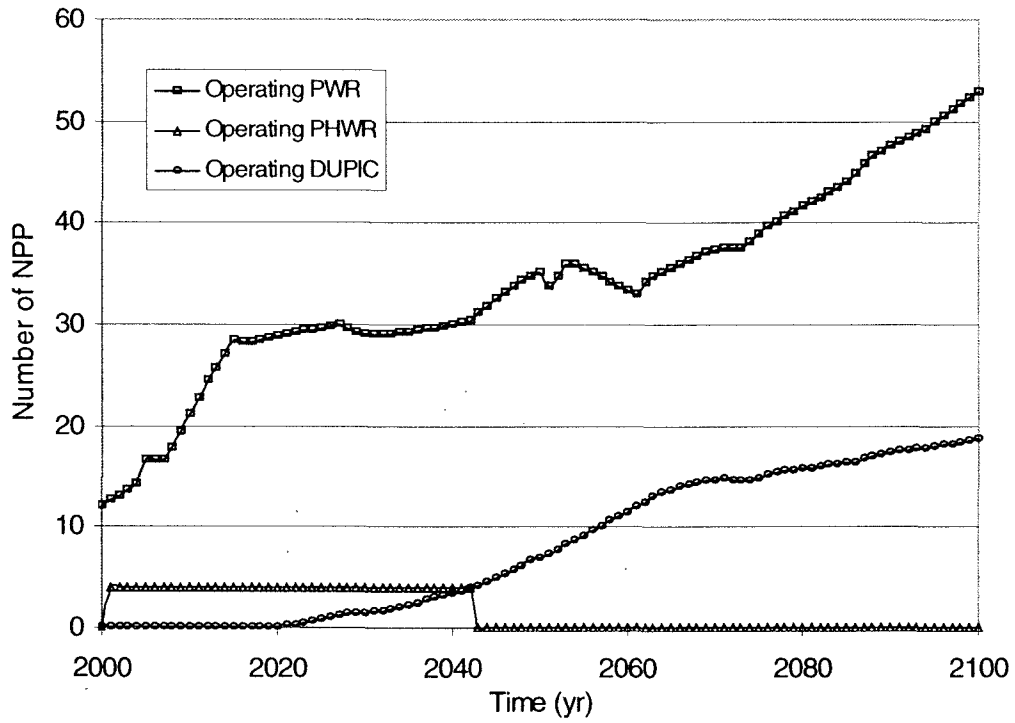


Figure 4.4-20 Number of operating reactors (DUPIC cycle)

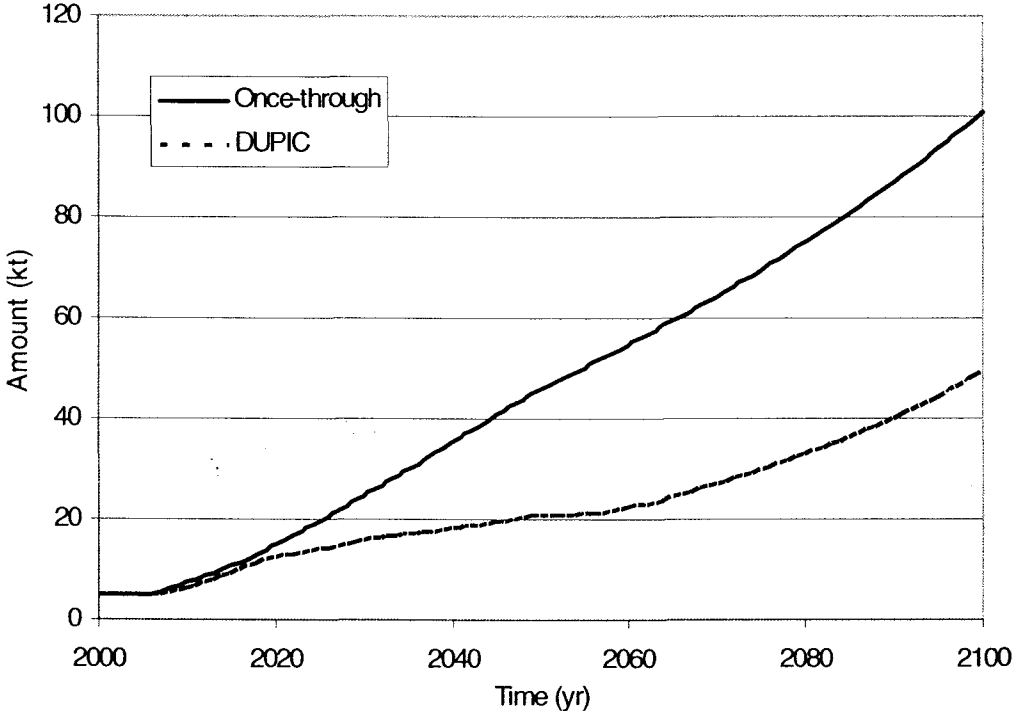


Figure 4.4-21 Comparison of spent fuel inventory (DUPIC cycle)

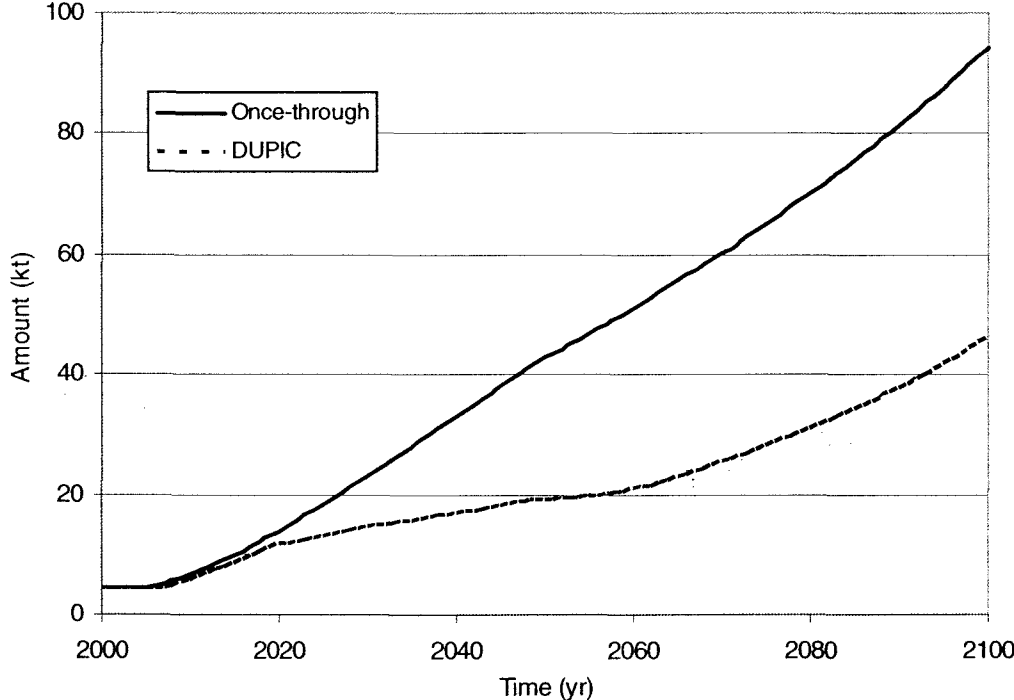


Figure 4.4-22 Comparison of uranium inventory (DUPIC cycle)

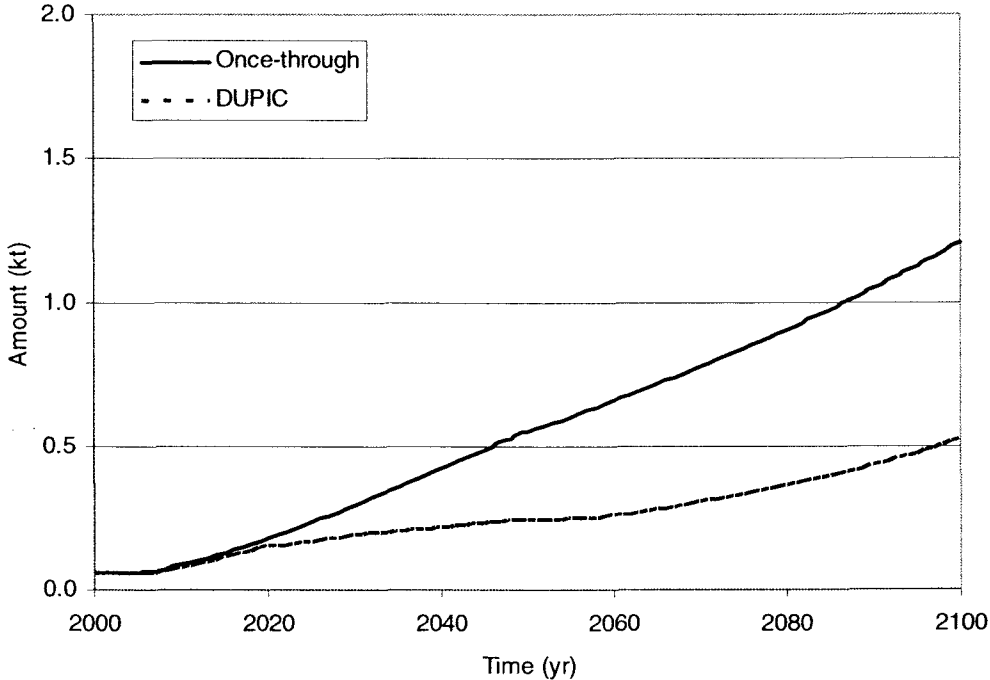


Figure 4.4-23 Comparison of plutonium inventory (DUPIC cycle)

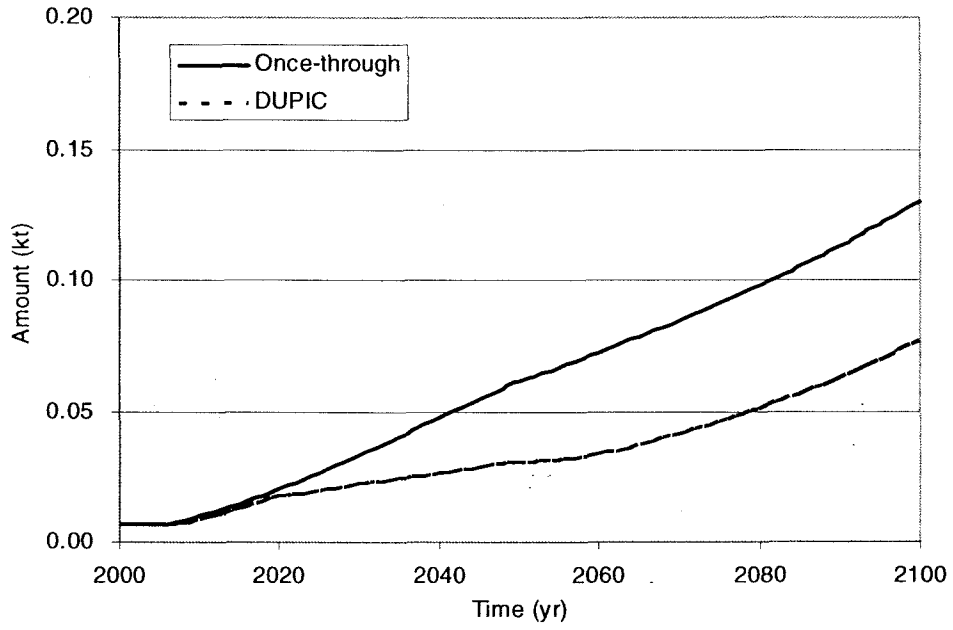


Figure 4.4-24 Comparison of minor actinide inventory (DUPIC cycle)

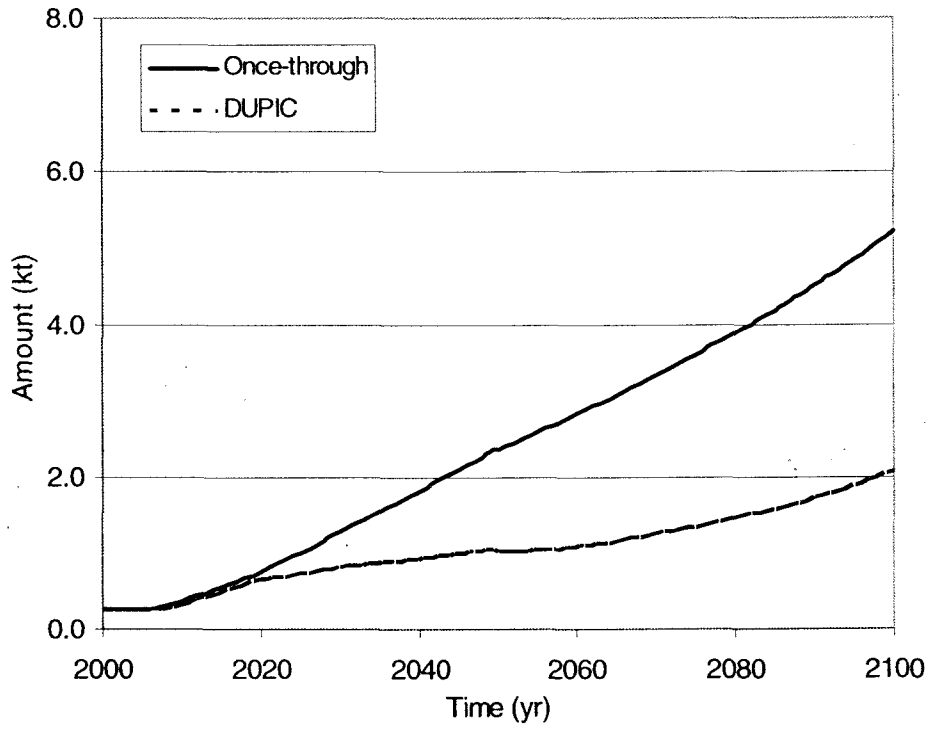


Figure 4.4-25 Comparison of fission products inventory (DUPIC cycle)

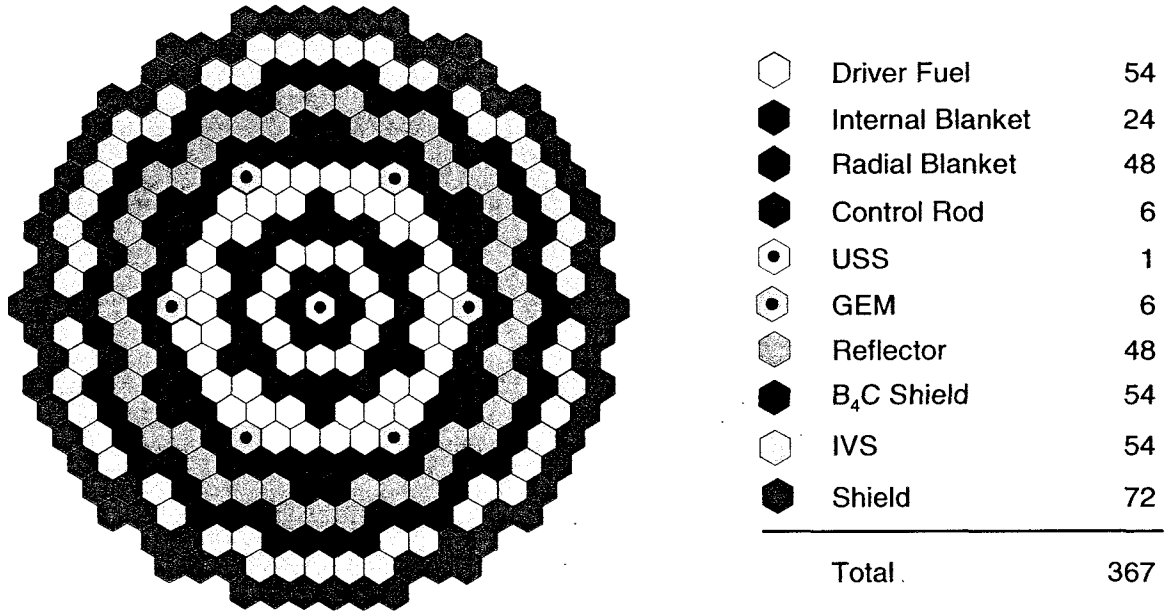


Figure 4.4-26 KALIMER-150 break-even core layout

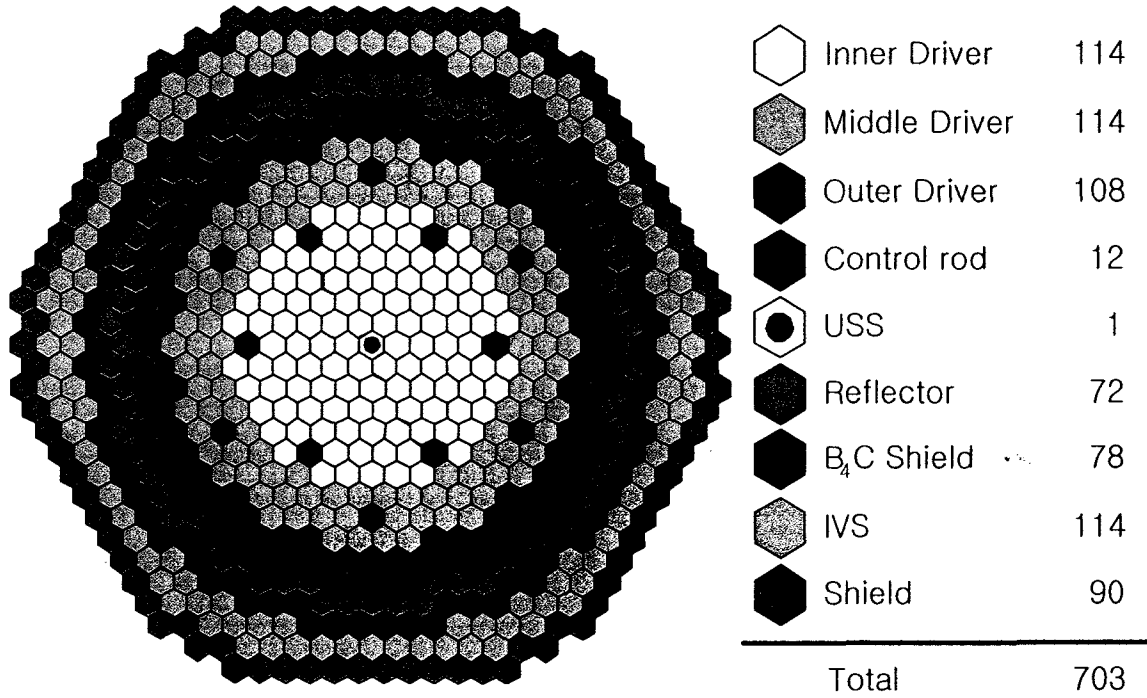


Figure 4.4-27 KALIMER-600 break-even core layout

Fast Reactors composition #1 - BR=1.0(KALIMER 150)			
Reactor parameters			
Reactor power [1(FBR)]	GWe		0.15
Load factor [1(FBR)]			0.35
Thermal efficiency [1(FBR)]			0.382
Fraction of heat from RB [1(FBR)]			0.00
Fraction of heat from AB [1(FBR)]			0
Fraction of heat from IB [1(FBR)]			0.009
Parameters -Core			
Burnup [1(FBR,Core)]	GWh-d/t		87.6
Cycle length [1(FBR,Core)]	yr		1.5
Number of batches [1(FBR,Core)]			9
Parameters -A.B.			
Burnup [1(FBR,AB)]	GWh-d/t		0
Cycle length [1(FBR,AB)]	yr		0
Number of batches [1(FBR,AB)]			0
Parameters -R.B.			
Burnup [1(FBR,RB)]	GWh-d/t		14.5
Cycle length [1(FBR,RB)]	yr		1.5
Number of batches [1(FBR,RB)]			6
Parameters -I.B.			
Burnup [1(FBR,IB)]	GWh-d/t		17.9
Cycle length [1(FBR,IB)]	yr		1.5
Number of batches [1(FBR,IB)]			3
C O R E - A B - R B - I B	Fresh fuel fractions		
	Fraction of Pu in MOX [1(FBR,Core)]		0.2735
	Fraction of MA in MOX [1(FBR,Core)]		0.0066
	Fraction of burned U in MOX [1(FBR,Core)]		0
	Fraction of Pu in MOX [1(FBR,AB)]		0
	Fraction of MA in MOX [1(FBR,AB)]		0
	Fraction of burned U in MOX [1(FBR,AB)]		0
	Fraction of Pu in MOX [1(FBR,RB)]		0.0189
	Fraction of MA in MOX [1(FBR,RB)]		8e-005
	Fraction of burned U in MOX [1(FBR,RB)]		0
C O R E - A B - R B - I B	Spent fuel fractions		
	Pu fraction in SF [1(FBR,Core)]		0.2575
	MA fraction in SF [1(FBR,Core)]		0.0084
	U fraction in SF [1(FBR,Core)]		0.6712
	Pu fraction in SF [1(FBR,AB)]		0
	MA fraction in SF [1(FBR,AB)]		0
	U fraction in SF [1(FBR,AB)]		0
	Pu fraction in SF [1(FBR,RB)]		0.0250
	MA fraction in SF [1(FBR,RB)]		0.0001
	U fraction in SF [1(FBR,RB)]		0.96664
C O R E - A B - R B - I B	Pu fraction in SF [1(FBR,IB)]		0.0314
	MA fraction in SF [1(FBR,IB)]		0.00017
	U fraction in SF [1(FBR,IB)]		0.957

Figure 4.4-28 KALIMER-150 fuel composition data of the DYMOND code

Fast Reactors composition #1 - BR=1.0(KALIMER 600)

U Reactor parameters		
Reactor power (FBR)	GWe	0.6
Load factor (FBR)		0.85
Thermal efficiency (FBR)		0.382
Fraction of heat from HB (FBR)		0.3202
Fraction of heat from AB (FBR)		0
Fraction of heat from IB (FBR)		0.3639

U Parameters -Core		
Burnup (FBR,Core)	GWh-d/t	70.4
Cycle length (FBR,Core)	yr	1.5
Number of batches (FBR,Core)		3

U Parameters -A.B.		
Burnup (FBR,AB)	GWh-d/t	0
Cycle length (FBR,AB)	yr	0
Number of batches (FBR,AB)		0

U Parameters -R.B.		
Burnup (FBR,RB)	GWh-d/t	53.4
Cycle length (FBR,RB)	yr	1.4
Number of batches (FBR,RB)		3

U Parameters -I.B.		
Burnup (FBR,IB)	GWh-d/t	75.9
Cycle length (FBR,IB)	yr	1.5
Number of batches (FBR,IB)		3

U Fresh fuel fractions		
Fraction of Pu in MOX (FBR,Core)		0.1176
Fraction of MA in MOX (FBR,Core)		0.004873
Fraction of burned U in MOX (FBR,Core)		
Fraction of Pu in MOX (FBR,AB)		
Fraction of MA in MOX (FBR,AB)		
Fraction of burned U in MOX (FBR,AB)		
Fraction of Pu in MOX (FBR,RB)		0.1813
Fraction of MA in MOX (FBR,RB)		0.007831
Fraction of burned U in MOX (FBR,RB)		
Fraction of Pu in MOX (FBR,IB)		0.141
Fraction of MA in MOX (FBR,IB)		0.005984
Fraction of burned U in MOX (FBR,IB)		

U Spent fuel fractions		
Pu fraction in SF (FBR,Core)		0.1252
MA fraction in SF (FBR,Core)		0.004805
U fraction in SF (FBR,Core)		0.8222
Pu fraction in SF (FBR,AB)		
MA fraction in SF (FBR,AB)		
U fraction in SF (FBR,AB)		
Pu fraction in SF (FBR,RB)		0.1765
MA fraction in SF (FBR,RB)		0.007787
U fraction in SF (FBR,RB)		0.7669
Pu fraction in SF (FBR,IB)		0.1418
MA fraction in SF (FBR,IB)		0.005886
U fraction in SF (FBR,IB)		0.798

Figure 4.4-29 KALIMER-600 fuel composition data of the DYMOND code

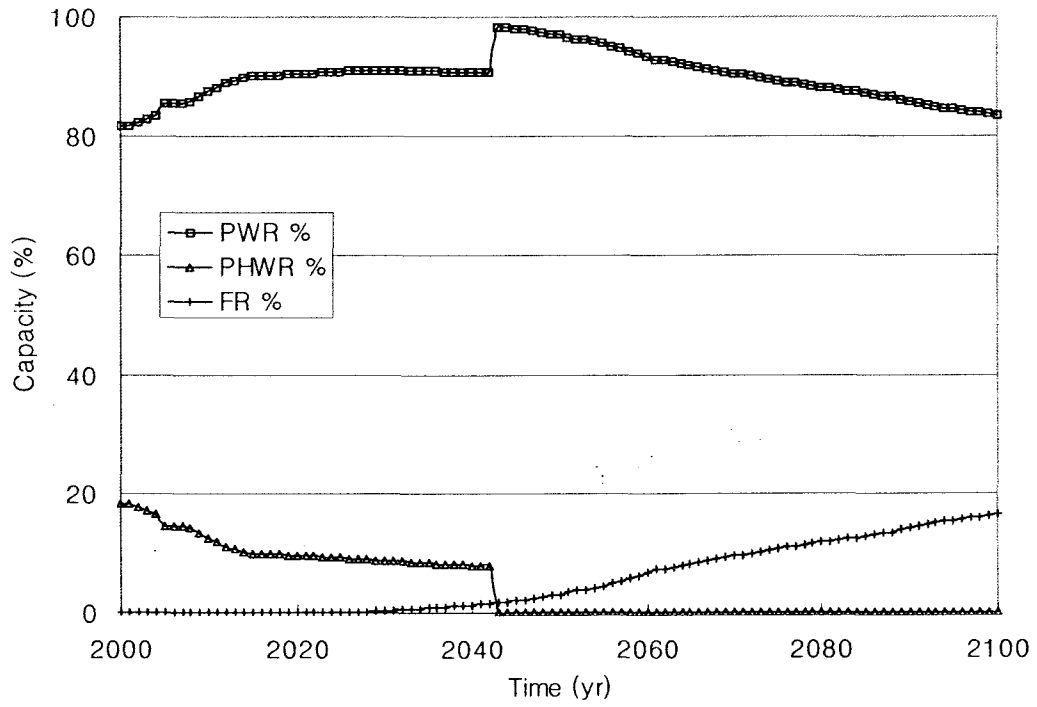


Figure 4.4-30 Electricity generation fraction of each reactor type (KALIMER cycle)

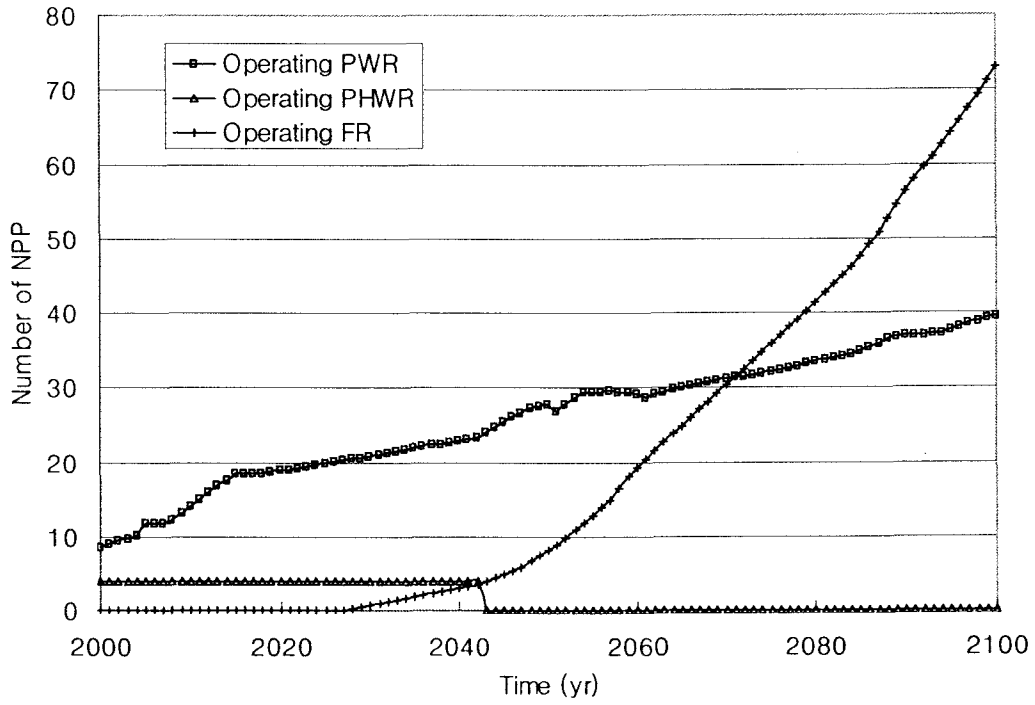


Figure 4.4-31 Number of operating reactors (KALIMER-150)

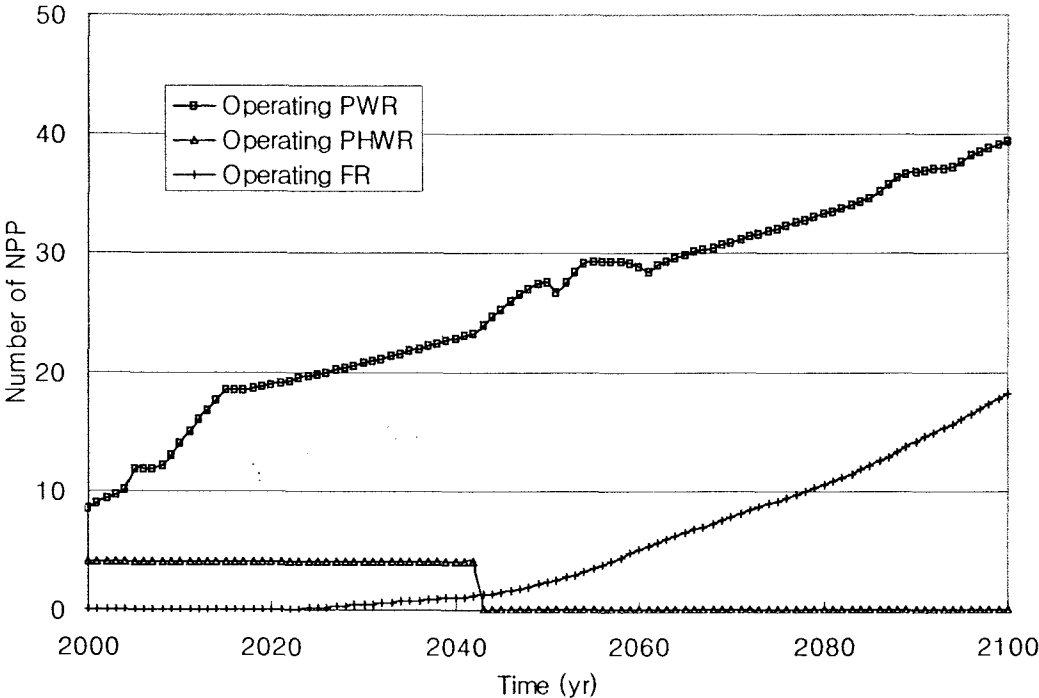


Figure 4.4-32 Number of operating reactors (KALIMER-600)

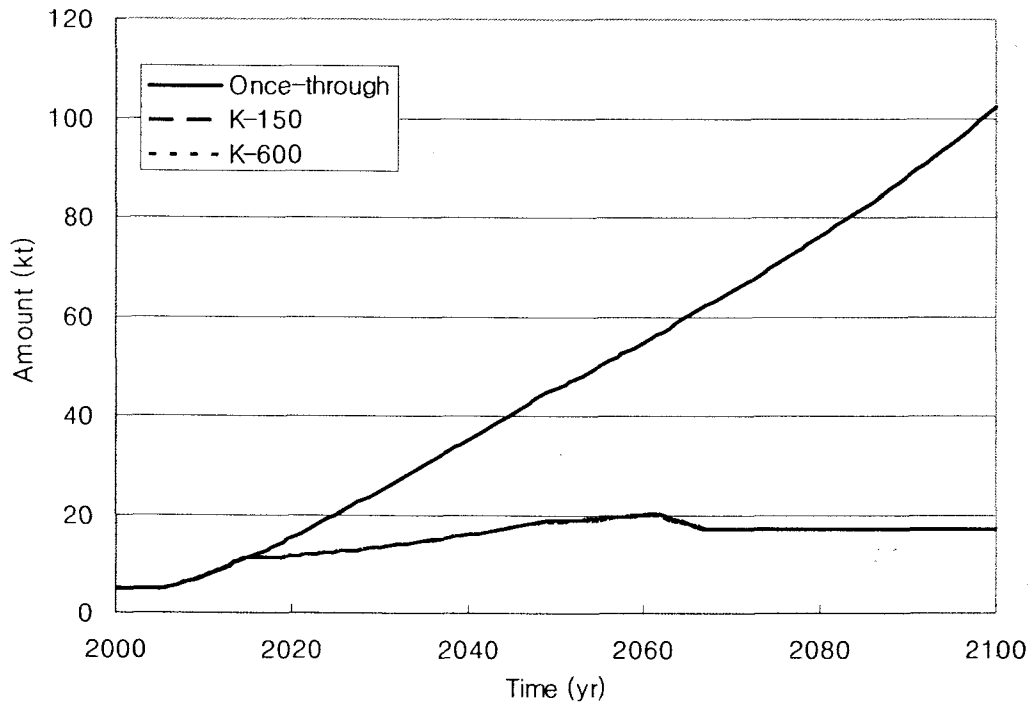


Figure 4.4-33 Comparison of total spent fuel accumulation

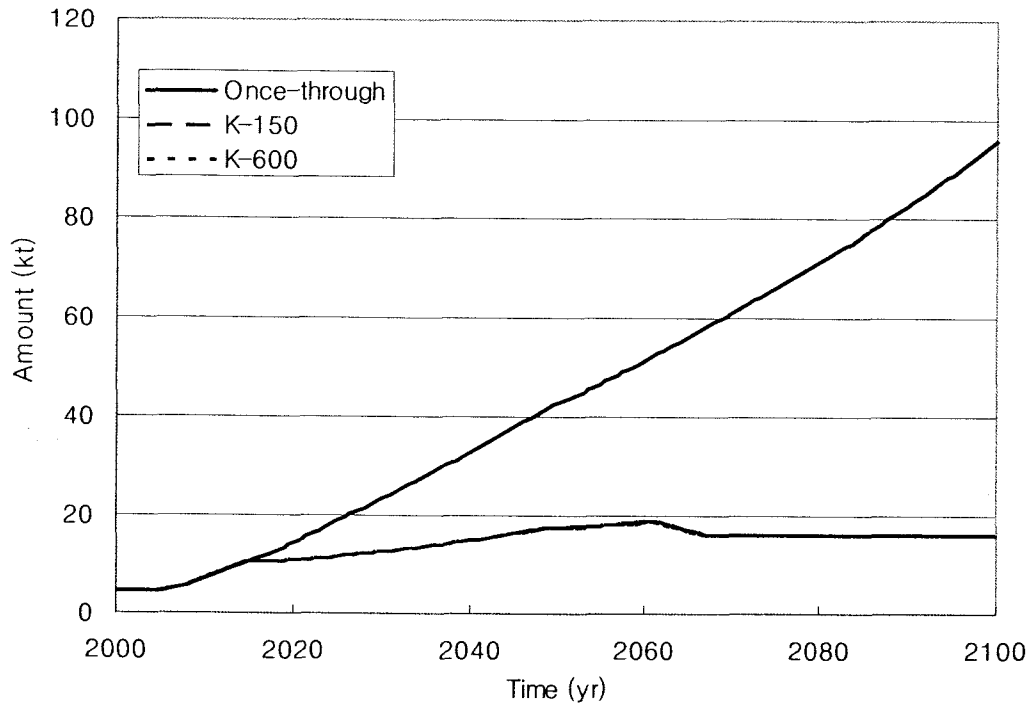


Figure 4.4-34 Comparison of uranium accumulation

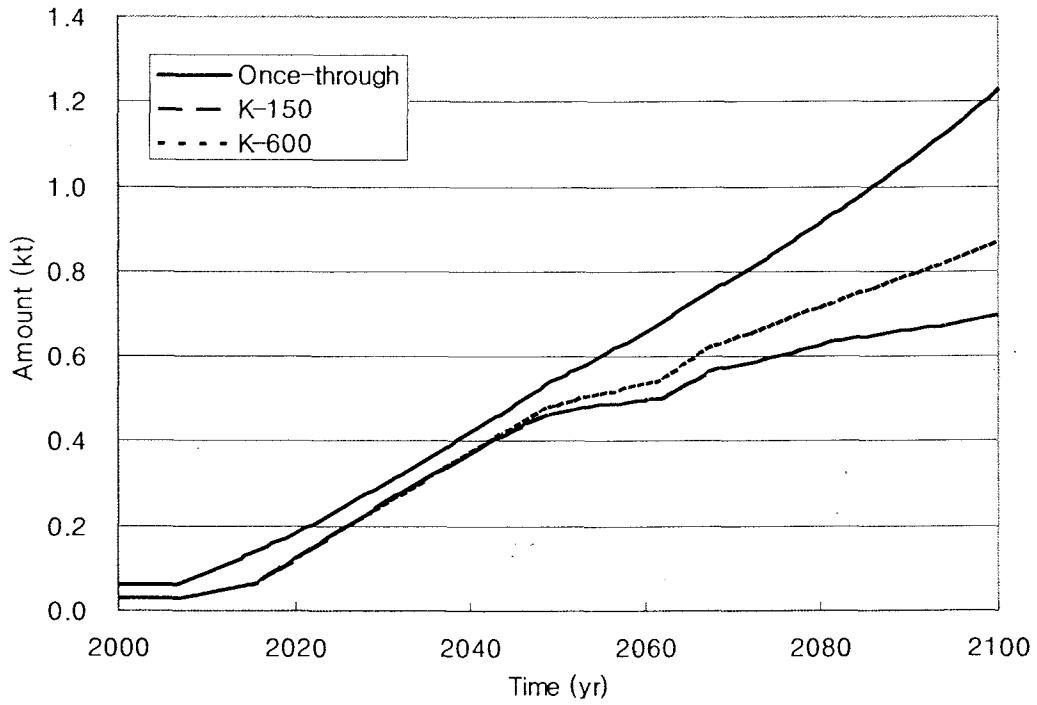


Figure 4.4-35 Comparison of plutonium accumulation

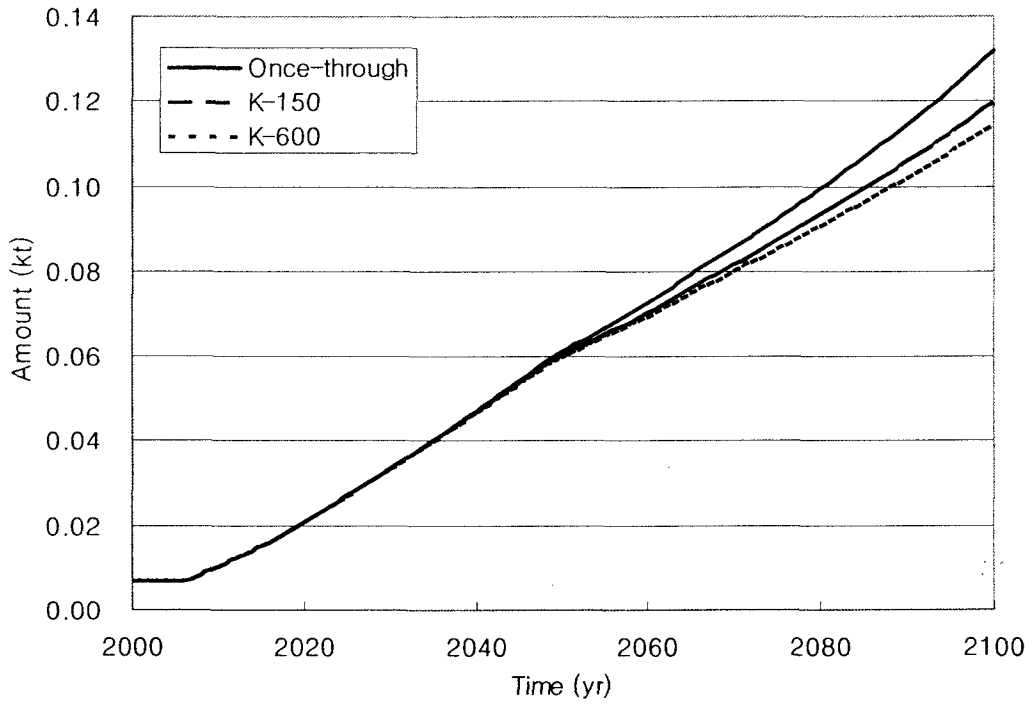


Figure 4.4-36 Comparison of minor actinides accumulation

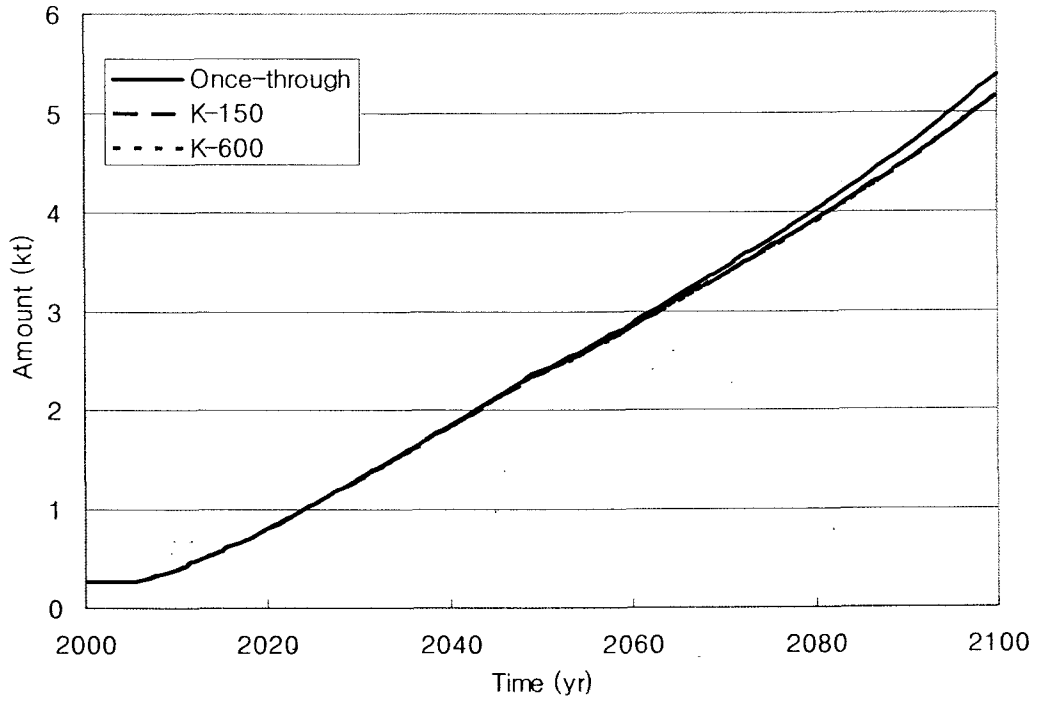


Figure 4.4-37 Comparison of fission products accumulation

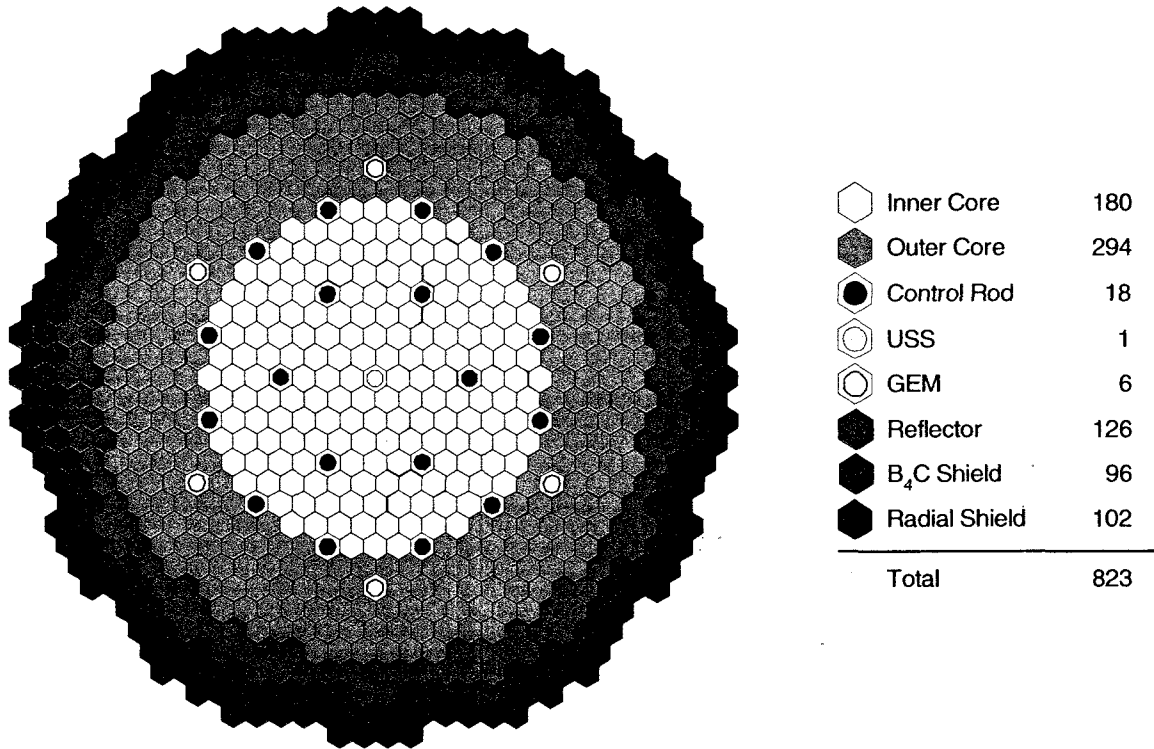


Figure 4.4-38 Hybrid BN-600 break-even core layout

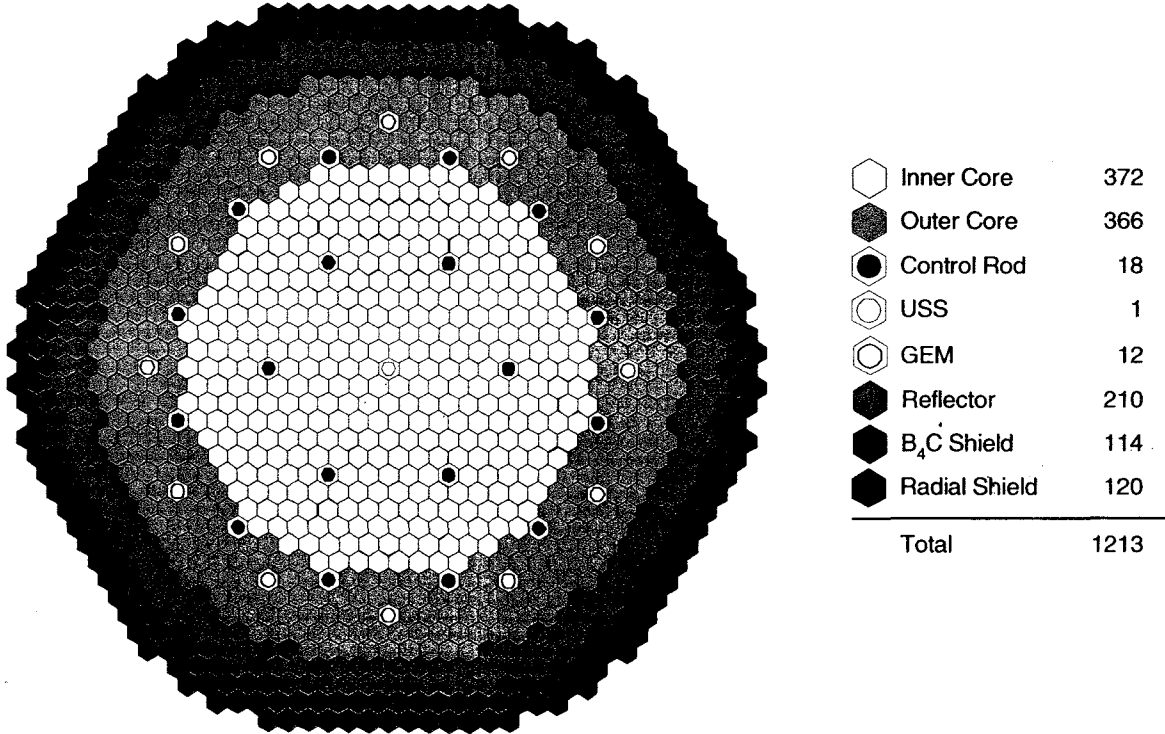


Figure 4.4-39 Modified BN-600 break-even core layout

Fast Reactors composition #1 - BR=1.0(BN 600-1)

U Reactor parameters		
Reactor power (1[FBR])	GWe	0.6
Load factor (1[FBR])		0.85
Thermal efficiency (1[FBR])		0.4082
Fraction of heat from RB (1[FBR])		0.5821
Fraction of heat from AB (1[FBR])		0
Fraction of heat from IB (1[FBR])		0

U Parameters -Core		
Bumup (1[FBR,Core])	GWh-d/t	52.79
Cycle length (1[FBR,Core])	yr	1.5
Number of batches (1[FBR,Core])		3

U Parameters -A.B.		
Bumup (1[FBR,AB])	GWh-d/t	0
Cycle length (1[FBR,AB])	yr	0
Number of batches (1[FBR,AB])		0

U Parameters -R.B.		
Bumup (1[FBR,RB])	GWh-d/t	15.16
Cycle length (1[FBR,RB])	yr	1.5
Number of batches (1[FBR,RB])		3

U Parameters -I.B.		
Bumup (1[FBR,IB])	GWh-d/t	0
Cycle length (1[FBR,IB])	yr	0
Number of batches (1[FBR,IB])		0

U Fresh fuel fractions		
Fraction of Pu in MOX (1[FBR,Core])		0.12469
Fraction of MA in MOX (1[FBR,Core])		0.00486
Fraction of burned U in MOX (1[FBR,Core])		0
Fraction of Pu in MOX (1[FBR,AB])		0
Fraction of MA in MOX (1[FBR,AB])		0
Fraction of burned U in MOX (1[FBR,AB])		0
Fraction of Pu in MOX (1[FBR,RB])		0.15096
Fraction of MA in MOX (1[FBR,RB])		0.00613
Fraction of burned U in MOX (1[FBR,RB])		0
Fraction of Pu in MOX (1[FBR,IB])		0
Fraction of MA in MOX (1[FBR,IB])		0
Fraction of burned U in MOX (1[FBR,IB])		0

U Spent fuel fractions		
Pu fraction in SF (1[FBR,Core])		0.12611
MA fraction in SF (1[FBR,Core])		0.0048
U fraction in SF (1[FBR,Core])		0.82952
Pu fraction in SF (1[FBR,AB])		0
MA fraction in SF (1[FBR,AB])		0
U fraction in SF (1[FBR,AB])		0
Pu fraction in SF (1[FBR,RB])		0.15096
MA fraction in SF (1[FBR,RB])		0.00613
U fraction in SF (1[FBR,RB])		0.81069
Pu fraction in SF (1[FBR,IB])		0
MA fraction in SF (1[FBR,IB])		0
U fraction in SF (1[FBR,IB])		0

Figure 4.4-40 Hybrid BN-600 fuel composition data of the DYMOND code

Fast Reactors composition #1 - BR=1.0(BN 600-2)

U Reactor parameters		
Reactor power (IFBR)	GWe	0.6
Load factor (IFBR)		0.88
Thermal efficiency (IFBR)		0.4082
Fraction of heat from AB (IFBR)		0.5839
Fraction of heat from A.B. (IFBR)		0
Fraction of heat from IB (IFBR)		0

U Parameters -Inner Core		
Bump (IFBR Core)	GWin d/yr	82.659
Cycle length (IFBR Core)	yr	1.5
Number of batches (IFBR Core)		3

U Parameters -A.B.		
Bump (IFBR AB)	GWin d/yr	0
Cycle length (IFBR AB)	yr	0
Number of batches (IFBR AB)		0

U Parameters -Outer core		
Bump (IFBR OB)	GWin d/yr	81.019
Cycle length (IFBR OB)	yr	1.5
Number of batches (IFBR OB)		3

U Parameters -I.B.		
Bump (IFBR IB)	GWin d/yr	0
Cycle length (IFBR IB)	yr	0
Number of batches (IFBR IB)		0

U Fresh fuel fractions		
Fraction of Pu in MOX (IFBR Core)		0.12101
Fraction of MA in MOX (IFBR Core)		0.00409
Fraction of burned U in MOX (IFBR Core)		0
Fraction of Pu in MOX (IFBR AB)		0
Fraction of MA in MOX (IFBR AB)		0
Fraction of burned U in MOX (IFBR AB)		0
Fraction of Pu in MOX (IFBR IB)		0.15627
Fraction of MA in MOX (IFBR IB)		0.00568
Fraction of burned U in MOX (IFBR IB)		0
Fraction of Pu in MOX (IFBR OB)		0
Fraction of MA in MOX (IFBR OB)		0
Fraction of burned U in MOX (IFBR OB)		0

U Spent fuel fractions		
Pu fraction in SF (IFBR Core)		0.9507
MA fraction in SF (IFBR Core)		0.0000
U fraction in SF (IFBR Core)		0.03179
Pu fraction in SF (IFBR AB)		0
MA fraction in SF (IFBR AB)		0
U fraction in SF (IFBR AB)		0
Pu fraction in SF (IFBR IB)		0.15487
MA fraction in SF (IFBR IB)		0.00567
U fraction in SF (IFBR IB)		0.7952
Pu fraction in SF (IFBR OB)		0
MA fraction in SF (IFBR OB)		0
U fraction in SF (IFBR OB)		0

Figure 4.4-41 Modified BN-600 fuel composition data of the DYMOND code

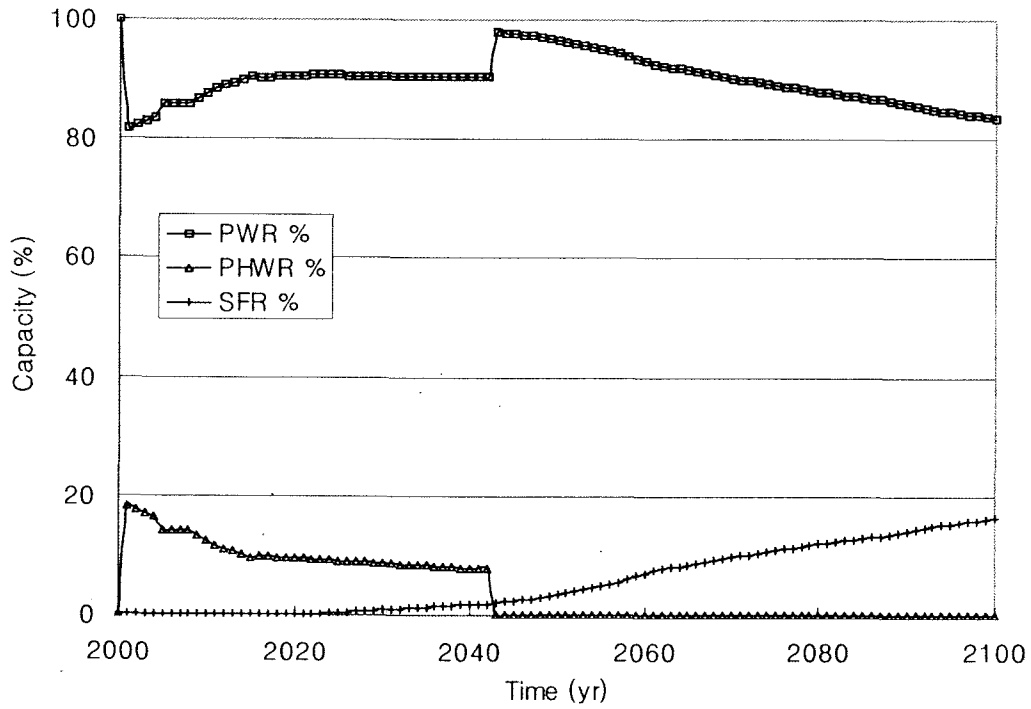


Figure 4.4-42 Electricity generation fraction of each reactor type (SFR cycle)

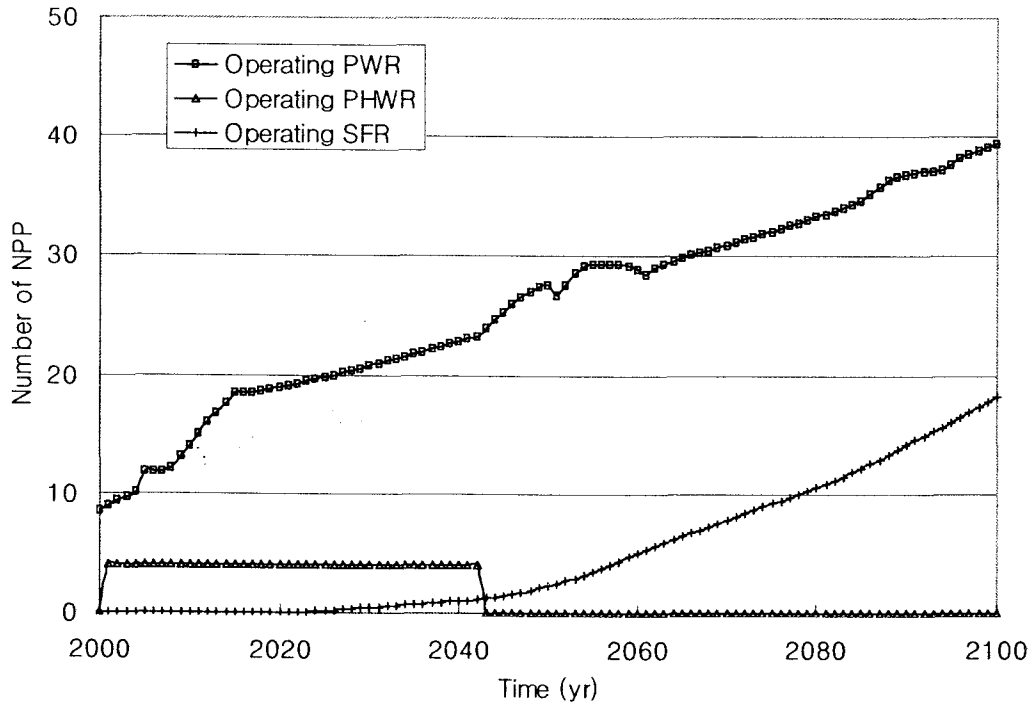


Figure 4.4-43 Number of operating reactors (SFR cycle)

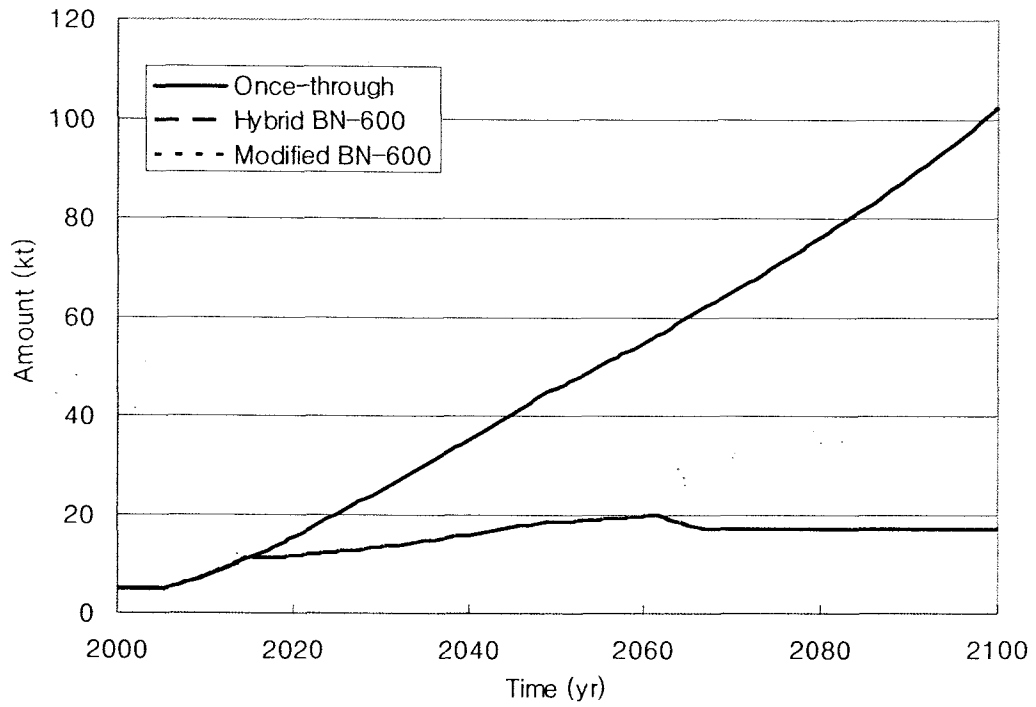


Figure 4.4-44 Comparison of total spent fuel accumulation

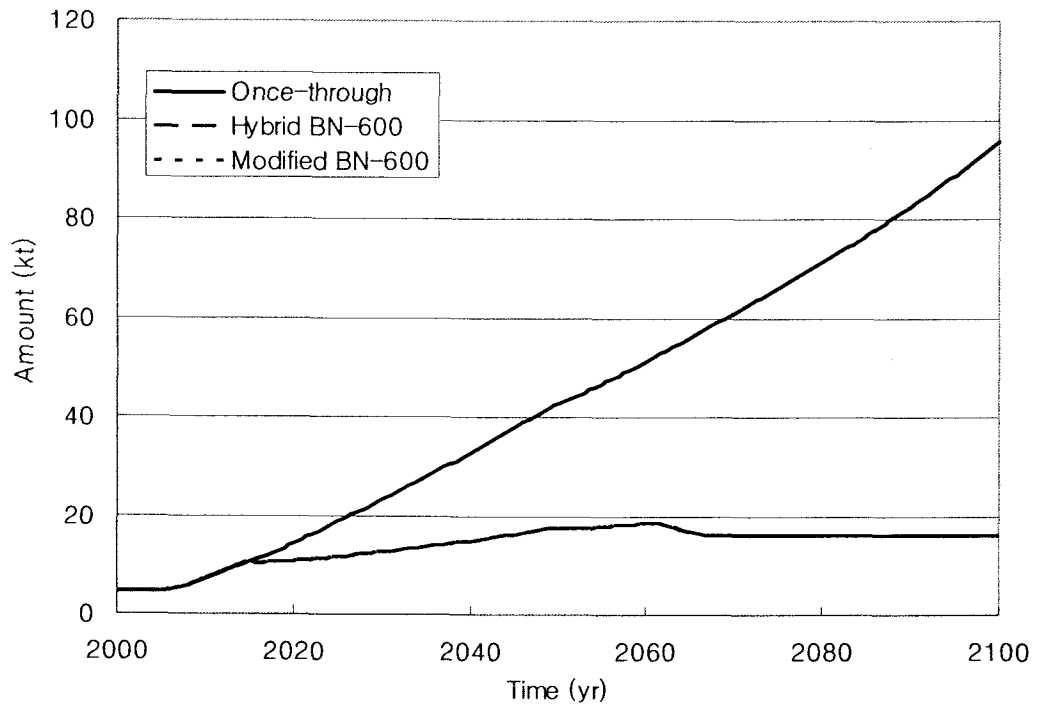


Figure 4.4-45 Comparison of uranium accumulation

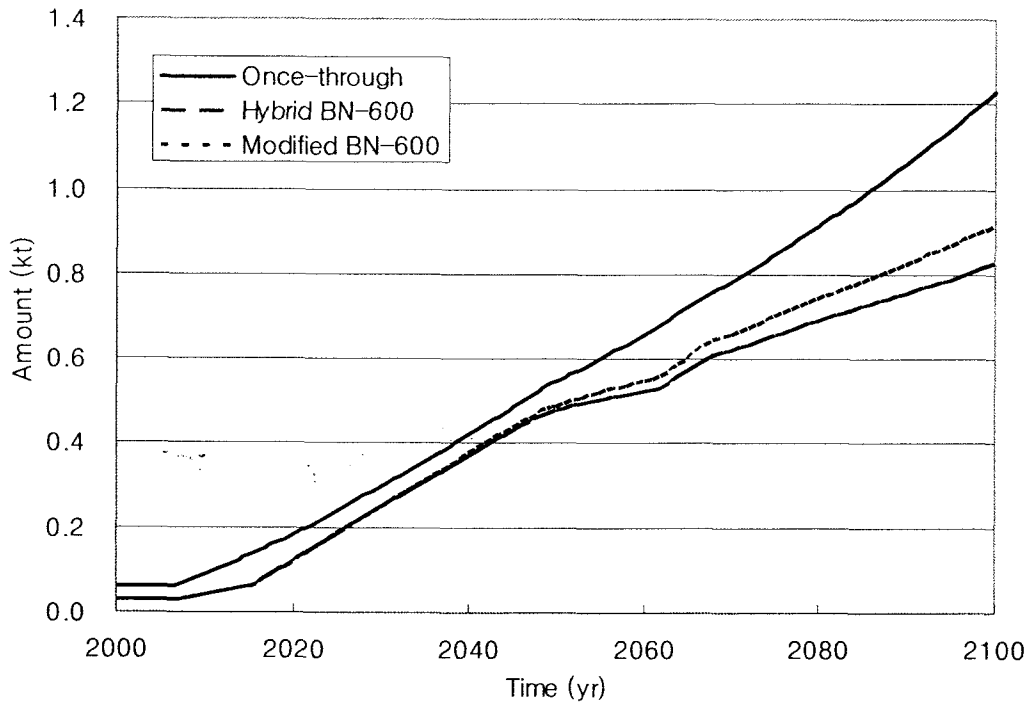


Figure 4.4-46 Comparison of plutonium accumulation

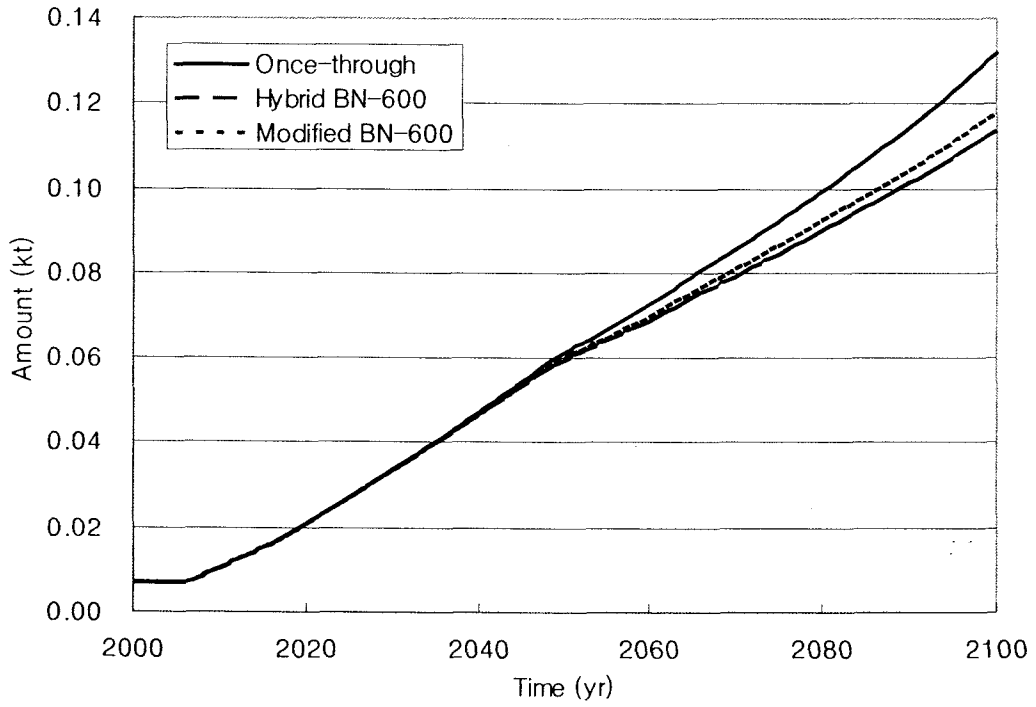


Figure 4.4-47 Comparison of minor actinides accumulation

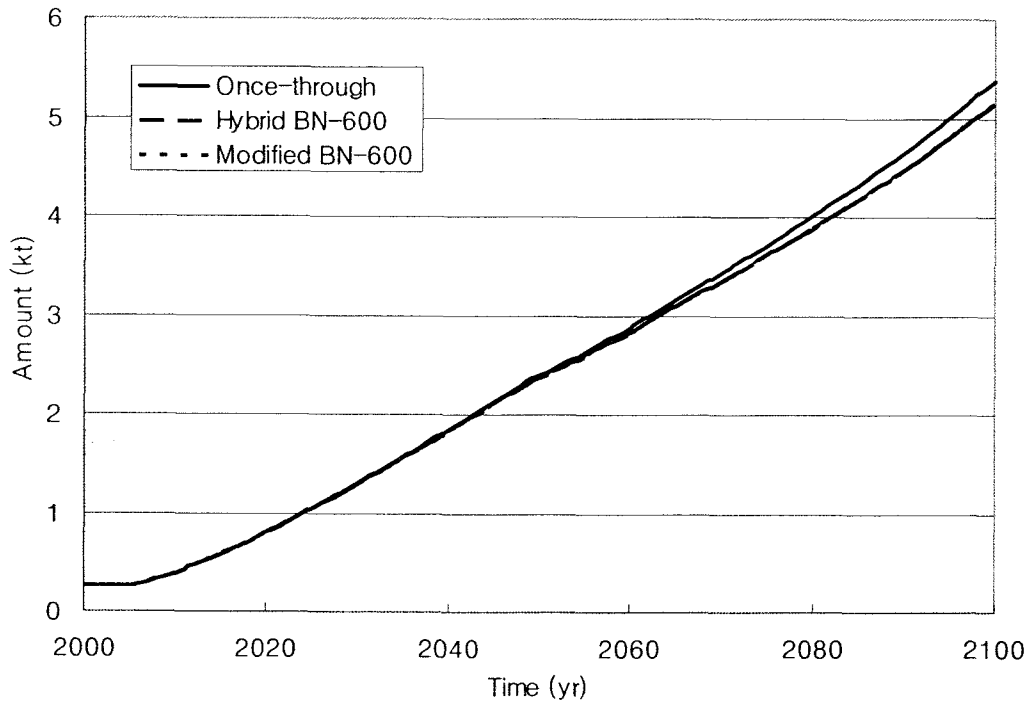


Figure 4.4-48 Comparison of fission products accumulation

4.5 요약

본 장에서는 건식 산화물 적용을 위한 핵주기 분석 방법론 개발 결과를 기술하였다. 먼저, 제4세대 원자력 시스템 개발에서 고려하고 있는 여러 가지 가능한 핵주기(비순환, 핵분열성 물질 부분 재순환, 핵분열성 물질 전체 재순환, 전체 악티나이드 재순환) 및 핵연료 특성들에 대한 전체적인 현황을 파악하였다.

핵주기 분석 방법론 개발의 일환으로 제4세대 원자력 시스템 연구에서 사용된 DYMOND 코드를 도입하여 모형 분석을 수행하였다. 또한, 제 4세대 원전 계획에서 검토한 건식 산화물 및 고속로 주기에 대한 시범 계산을 수행하였다. 분석 결과, 건식 산화물(듀픽) 핵연료 주기는 전 세계 사용후 핵연료 발생량을 비순환 주기와 비교할 때 약 40% 감소시킬 수 있으며, 도입 시기를 빠르게 하고, 도입 용량을 22% 정도로 하는 경우가 사용후 핵연료 감소 기여도를 높일 것으로 예측되었다. 또한, 핵연료 증식비 1.0인 고속로 분석 결과, 모든 경수로 사용후 핵연료가 재사용되므로 사용후 핵연료는 거의 누적되지 않고 플루토늄 누적량을 줄일 수 있는 것으로 나타났다. 그러나 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 감소에는 크게 기여하지 못하는 것으로 나타났다.

건식 산화물 주기의 국내 적용을 위해 기존 DYMOND 코드를 경수로 및 중수로를 모두 보유하고 있는 국내 실정에 맞게 프로그램의 일부를 수정 및 보완하였다. 수정된 모델을 이용하여 국내 비순환, 건식 핵연료, KALIMER, 국제원자력기구 벤치마크용 소듐 냉각 고속로 주기 등에 대한 분석을 수행하였다. 비순환 주기 해석 결과, 국내 원자력 발전 요구량 증가율을 2016년 이후 1%로 가정하면 2100년도에 원자력 발전 용량이 약 64 GWe이 될 것으로 예측되어 사용후 핵연료가 약 100 kt정도 발생될 것으로 예상된다. 건식 산화물 주기를 도입하면 사용후 핵연료 누적량을 약 50% 감소시킬 수 있으며, 이에 따라 플루토늄, 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 누적량을 약 40% 감소시킬 수 있는 것으로 나타났다. KALIMER 및 국제원자력기구 벤치마크용 소듐 냉각 고속로 주기 해석 결과 사용후 핵연료 발생량을 약 80% 정도 감소시키며, 플루토늄 발생량은 약 25% 정도 감소시킬 수 있는 것으로 나타났다. 그러나 이들 원자로 주기는 환경 영향이 큰 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 감소에는 기여하지 못하는 것으로 나타나,

향후 희소 악티나이드 및 핵분열 생성물 연소를 위한 연소로 도입이 필요한 것으로 나타났다.

4.6 참고문헌

1. US-Department of Energy, "A Technology Roadmap for Generation IV Nuclear Energy Systems," GIF-002-00, Dec. 2002.
2. A. MOISSEYTSEV, "DYMOND A Dynamic Model of Nuclear Development," ANL Internal Report, Argonne National Laboratory, Aug. 2001.
3. L. Van Den DURPEL, A. YACOUT, D. WADE and H. KHALIL, "DANESS Analysis of Nuclear System Strategies," GLOBAL 2003, Nov. 16-20, New Orleans, USA, 2003.
4. B. RICHMOND, *An Introduction to Systems Thinking*, High Performance System Inc., 2001.
5. J.H. PARK and A. YACOUT, "Modelling Report of DYMOND Code (DUPIC Version)," KAERI/TR-2472/2003, Korea Atomic Energy Research Institute, 2003.
6. J.S. LEE et al., "Research and Development Program of KAERI for DUPIC (Direct Use of Spent PWR Fuel in CANDU Reactors)," Global' 93, Sep. 12-17, 1993, Seattle, 1993.
7. J.H. PARK, C.J. JEONG and H. CHOI, "Implementation of a Dry Process Fuel Cycle Model into the DYMOND Code", *Journal of the Korean Nuclear Society*, Vol. 36(2), pp175-183, 2004.
8. "2002 Nuclear energy Year Book," Korea Atomic Industrial Forum, 2003.
9. S.J. KIM et al., "Nuclear Design and Analysis Report for KALIMER Breakeven Core Conceptual Design," KAERI/TR-2153/2002, Korea Atomic Energy Research Institute, 2002.
10. Y.I. KIM et al., "Development of Core Design Technology for LMR", KAERI/TR-2719/2004, Korea Atomic Energy Research Institute, 2004.
11. "Working Material: Updated Codes and Methods to Reduce the Calculational Uncertainties of Liquid Metal Fast Reactors Reactivity Effects, The fourth Research Coordination Meeting," IAEA-RC-803.4, TWG-FR/113, Obninsk, May 19-23, 2003.

제 5 장. 건식 산화물 제조공정의 노물리 특성 평가

BLANK

5. 건식 산화물 제조공정의 노물리 특성 평가

핵연료 제조는 핵연료 주기와 발전소를 연결시켜주는 기술이며, 후행 핵주기 모델 설정에 영향을 줄 수 있는 핵심 기술이다. 따라서 후행 핵주기의 다양한 방안과 핵연료주기 하에서의 원자로 선정의 기술적 타당성을 확보하기 위해서 핵연료 제조에 대한 연구가 진행 중이다. 대부분의 핵연료 연구/개발은 핵연료 성능 향상, 신뢰도 확보(무결점 핵연료) 그리고 경제성 향상을 전제로 하고 있다.[1] 사용후 핵연료를 재활용하여 원자로에서 다시 사용하는 핵연료 재가공 기술에서도 일반적인 핵연료 제조 기술의 요건을 만족해야 하며, 제조 공정에서는 핵연료 안전성 및 건식 공정에 의한 핵연료의 성능 변화 등을 평가하여, 원자로 시스템에서 요구되는 품질의 핵연료가 안전하게 제조 될 수 있도록 공정이 형성 되어야 한다. 특히 사용후 핵연료를 재가공하는 경우, 사용후 핵연료 내에 존재하는 초우라늄 계열의 핵종이 천연우라늄에 비해서 핵 임계에 이를 확률이 높으므로 이에 대한 안전성 평가가 선행되어야 한다. 본 연구에서는 이미 개발 되었거나 현재 개발되고 있는 핵연료 재가공 공정을 검토하고, 건식 공정에서의 핵 임계 안전성을 평가하고자 한다.

5.1 재순환 핵연료 제조공정 기술현황 분석

장수명 방사성 물질의 분리를 위하여 주로 고려되고 있는 공정은 크게 습식공정과 건식공정으로 대별된다. "PUREX"로 불리는 습식공정은 사용후 핵연료로부터 우라늄, 플루토늄, 넵투늄 등을 습식으로 분리해 낸다.[2-5] 건식처리 방법은 불화물 휘발 공정, 고온화학법 등이 있으며 1960년대의 미국을 중심으로 여러 가지의 건식법의 개발이 추진되었다.[6,7] 건식 공정은 장비의 소형화와 경제성, 그리고 핵연료물질의 이동감소 등의 우수한 장점도 있으나 고온에서의 조작 조건 또는 부식성·반응성이 높은 화학시약을 사용하기 때문에 부식 환경이 격심하고 장치 재료의 선정 등의 과제가 남아 있다. 건식방법은 향상된 산화물(초우라늄, 불활성 매트릭스 또는 혼합물)과 금속핵연료와 질화물핵연료에 이용되며, 습식공정에 비해 플루토늄, 넵투늄, 아메리시움과 같은 불순물이 많아 핵비확산에 도움이 된다. 또한 고준위의 희소 악티나이드를 다루는데 있어 화합물이 비교적 안정된 상태로 있기 때문에 용액상태로 존재하는 습식공정에 비해 많은 장점이 있다.

제 4세대 원전 핵주기 개발과 관련하여 재순환공정의 방향은 방사선 핵연료와 청정 폐기물을 생산하는 기술을 개발하는 것이다. 방사선 핵연료는 잔존하는 핵분열 생성물과 희소 악티나이드를 많이 포함하고 있어 핵분열성물질이 무기로 전환되는 것이 거의 불가능하며, 무기로의 전환을 위해서는 부가적인 재처리과정이 필요한 핵연료를 의미한다. 청정 폐기물은 장 수명 방사선 핵종이 줄어들고, 핵분열과 핵변환으로 소멸될 수 있어 최종적으로 장주기 방사선을 줄이는 폐기물을 의미한다.

지난 수십 년간 건식재가공 기술은 미국, 러시아, 일본 등 전 세계적으로 연구가 진행되어 왔다. 미국에서는 경수로에서 사용된 핵연료를 건식 처리하여 고속로에 장전하는 개념을 중심으로 연구가 된 반면, 러시아에서는 고속로에의 적용을 위해 산화물 핵연료의 재순환을 중심으로 연구가 진행되었다.[8,9] 한편 일본에서는 경수로와 연계하여 금속, 질화물, 그리고 산화물 핵연료를 건식공정으로 재처리하는 공정을 중심으로 연구를 수행하였다.[10] 1990년대에는 건식공정을 확장하여 관련된 핵연료 주기와 핵분열생성물의 핵종 변환을 중심으로 연구가 진행되어 왔다. 또한, 방사성물질을 충분히 소멸시키는 고 변환이나 다중 재순환 개념에의 적용에 건식공정을 응용하려는 방향으로 연구가 진행되고 있다.[11-15] 그리고 용융염의 경우 건식 재처리 공정만이 고려되고 있다.

일반적으로 금속연료의 재처리에는 고온 야금법, 고온 화학법 등으로 부르는 재처리기술이 적용되며, 이와 같은 재처리 방법은 물을 사용하지 않는 것에서 건식재처리법이라고 총칭되고 있다. 건식재처리 기술은 아직 실증된 것은 아니나 성공하면 고속중식로의 실용화를 가속할 수 있을 것으로 기대되고 있다. 그 이유는 안전성을 손상하지 않고 시설을 소형으로 구성할 수 있다고 예상되기 때문이다.

재처리공정에서는 절대로 임계가 되지 않도록 설계해야 한다. 임계가 되면 핵분열의 연쇄반응이 시작되어 에너지가 발생하며, 이 에너지는 양적으로 큰 것은 아니나 급격히 방출될 가능성이 있으므로 시설을 설계할 때는 엄격히 고려되어야 한다. 이렇게 임계가 되지 않도록 하기 위해서는, 예를 들어 플루토늄과 같은 핵분열성 원소가 한 장소에 모이더라도 임계질량을 초과하지 않도록 설계에 반영되어야 한다는 것이다. 임계질량은 절대적인 양이 아니며 주위의 물질조건에 따

라 크게 영향을 받으며 물(수소와 산소의 화합물)과 같은 가벼운 원소로 된 물질이 있으면 임계질량이 극히 작아진다.

습식법에서는 전 공정에 걸쳐 임계질량을 초과하는 일이 없도록 곳곳에 플루토늄 양을 제한하기 위한 특수한 소형탱크가 설치되어 임계 안전성을 확보한다. 그 결과 시설이 복잡하고 대형화되는 반면, 건식법에서는 수용액을 일체 사용하지 않으므로 임계질량이 습식법의 경우보다 크다. 이것은 각 공정에서 플루토늄 양을 제한하기 위한 특수한 탱크 등의 설치가 불필요함을 뜻한다. 따라서 건식법의 경우 결과적으로 단순하고 작은 기기로 상당량의 연료를 안전하게 취급하게 되어 시설 전체도 단순하고 소형이 되는 것이다.

제 4세대 원전 개발을 위하여 ANL에서는 이미 이러한 기술에 대한 연구가 상당히 진행되어 왔으며, 방사선 물질을 대규모로 다루는 연구를 필요로 하고 있다. 이때, 가장 큰 문제점은 초우라늄 원소의 회수인데, 보다 큰 규모의 시설이 확충되어야 하며, 고온의 핵연료주기를 위해 적절한 물질의 선택이 요구된다. 또한, 회수율을 높이고 폐기물을 줄이기 위한 새로운 물질의 개발이 필수적이고, 고준위 폐기물의 지층처분도 필요한데 이를 위한 경쟁력이 있는 기술이 필요하다. 현재까지 건식공정은 금속핵연료를 중심으로 연구가 진행되었으나 앞으로는 질화물핵연료에 대해서도 연구를 할 필요가 있다.

5.1.1 불화물 휘발공정

대부분의 핵분열생성물과 불소와의 반응에 의해 생성되는 불화물은 비 휘발성이며 이러한 성질을 이용하여 사용후 핵연료를 불화물로 변환시키고 우라늄 및 플루토늄 불화물과 핵분열 생성물 불화물을 흡착법이나 증류법을 이용하여 핵분열 생성물로부터 우라늄 및 플루토늄을 분리 회수한다. 증류법에 의한 UF_6 정제와 우라늄 및 플루토늄 상호분리가 ANL과 BNL에서 수행된 바 있다. 이 방법에서는 취소(bromine) 삼중불화물과 오중불화물을 이용하여 우라늄과 플루토늄의 불화물을 형성하고 고온에서 열분해 반응으로 우라늄 불화물과 플루토늄 불화물을 분리한다.

5.1.2 고온용융염 전해공정

악티나이드를 분리하는 과정에 이용되는 전해 공정에는 전기분해를 이용하여 선별적으로 분리하는 전해 제련(electro-refine) 방법과 전해염 내의 할로겐 화합물의 형태로 회수되는 전해 취득(electro-winning) 방법이 있다. 추출물의 분리는 혼합물들의 열역학적 안정성의 차이를 이용하며, 여러 단계를 거치게 되면 회수율도 높아지게 된다. 이러한 고온용융염 전해 공정은 미국의 고속로 계획인 IFR 프로그램을 통하여 개발되어 오다가 90년대 초반 중단되었으나, 1999년에 ATW 라는 프로그램으로 다시 부활되었다. 이 연구는 2001년부터 Advanced Accelerator Application (AAA)라는 이름으로 변경 추진되고 있다. AAA 프로그램의 최종목표는 가장 경제적인 민수용 원전에서 발생한 사용후 핵연료의 핵변환시스템을 개발하는 것이며, 이를 위하여 가속기 구동 미임계 원자로의 실제적 성능검증, 방사성 폐기물 및 사용후 핵연료의 핵종변환 뿐만 아니라 첨단기술에 대한 국가 인프라를 구축하고 또한 국가 안보와 관련된 트리튬 생산에의 활용 등의 부차적인 목적을 가지고 진행되고 있다. 그림 5.1-1은 IFR의 건식공정 과정을 보여주고 있다.

사용후 핵연료 소멸처리를 위해 AAA 프로그램에서 고려하고 있는 공정은 UREX 라는 습식재처리 방법과 PYRO-A와 PYRO-B의 두 종류의 고온용융염 건식공정이다. UREX 공정은 경수로의 사용후 핵연료에서 우라늄을 분리하여 저준위폐기물 형태로 처분 가능하게 처리함으로써 처분대상 고준위폐기물 양을 줄이며, 테그니슘과 요오드 소멸처리를 위하여 나머지 초우라늄 및 핵분열 생성물과 분리한다. PYRO-A 공정은 UREX에선 나온 초우라늄 및 핵분열 생성물을 가속기 구동 미임계 원자로의 블랭킷 연료로 사용할 수 있도록 초우라늄과 핵분열 생성물을 분리하기 위하여 도입하였다. PYRO-B 공정은 가속기 구동 미임계 원자로에서 연소된 사용후 핵연료를 재순환하기 위하여 타겟 핵연료 제조에 이용하기 위해 채택되었다. PYRO-B 공정에서는 새로이 발생된 테크니슘과 요오드를 분리하는 공정도 수반하게 된다.

5.1.3 AIROX 공정

AIROX 공정은 Rockwell International 회사에서 50년대 말부터 60년대 전반에 걸쳐

실험실적 규모로 개발했던 핵연료의 건식처리 공정으로서 듀픽 핵연료의 산화/환원 공정과 기술적으로 공통점이 많다.[16] 다만 AIROX 공정에서는 경수로 핵연료의 농축도를 보충하기 위하여 20% 정도 농축된 우라늄을 첨가해야 한다는 큰 차이점이 있다. 이 기술은 PUREX 공정의 상용화에 따라 개발이 중단되었으나 70년대 후반 핵확산 저항성을 갖는 후행핵연료주기 대안으로 새로운 관심을 끌게 되었다. 90년대 초 미국 에너지부의 사용후 핵연료 관리 대안 조사차원에서 INEEL에서 재평가된 바 있다.

AIROX 공정은 경수로 사용후 핵연료의 재처리나 고속로 연료를 재가공하기 위한 목적으로 개발되어 농축도 보상을 위하여 농축우라늄을 보충해야 한다. 이러한 농축우라늄의 첨가는 경제성 평가에서는 상당한 부담을 주며, 집합체 조립에서도 원격조정을 해야만 한다. AIROX 공정은 그림 5.1-2에 나타난 바와 같이 전처리와 분말처리까지는 듀픽 공정과 거의 동일하겠으나 연료봉 및 다발 가공 공정은 경수로와 중수로 핵연료의 규격상의 차이 때문에 시설의 배치 공간상의 차이가 있다. AIROX 공정에 의해 경수로 사용후 핵연료를 17%까지 농축된 새 연료와 섞어 다시 경수로에 재순환하는 경우, 생성된 플루토늄의 반응도 기여로 약 20% 정도까지 핵분열성 물질의 이용률을 높일 수 있는 것으로 알려지고 있다. 이렇게 재순환되는 연료는 3~5회 순환 과정을 거치는 사이에 중성자 흡수물질의 누적으로 반응도가 저하되어, 처분하거나 재처리하여야 할 것으로 나타났다. 원자로의 정상 운전이나 중대사고 해석에 대해서, 기존의 분석 방법이 AIROX 연료의 경우에도 대체로 적용 가능하나, 고연소 조건과 중대사고 시의 연료의 거동에 관해서는 평가가 보완되어야 할 것으로 나타났다.

5.1.4 듀픽 공정

듀픽 핵연료는 경수로의 사용후 핵연료를 재가공하여 중수로에 재사용하는 개념이다.[17] 이 개념은 경수로와 중수로의 동시에 보유하고 있을 경우 상승효과를 기대할 수 있는 핵연료 재순환 방법으로 최근 주목을 받고 있다. 듀픽 핵연료는 중수로에서 연소도를 천연우라늄의 2배 이상 증가시킬 수 있기 때문에 중수로 사용후 핵연료 발생량도 2배 이상으로 감소한다. 전체적으로 직접처분 주기에 비해 처분대상 사용후 핵연료는 약 1/3로 감소하게 된다. 또한 직접처분에서 필요

한 중수로용 우라늄이 필요치 않아 우라늄 자원도 약 30% 절약되어 환경영향 부담을 크게 감소시킬 수 있는 개념이다. 또한 재래식 재처리에서 문제시되는 핵확산 저항성을 최대화하는 개념이라 할 수 있다. 듀픽 개념은 제 4세대 원전 핵연료주기에서 부분 재순환 개념으로 분류되어 전체 재순환으로의 중간단계의 역할을 하리라 예상하고 있다.

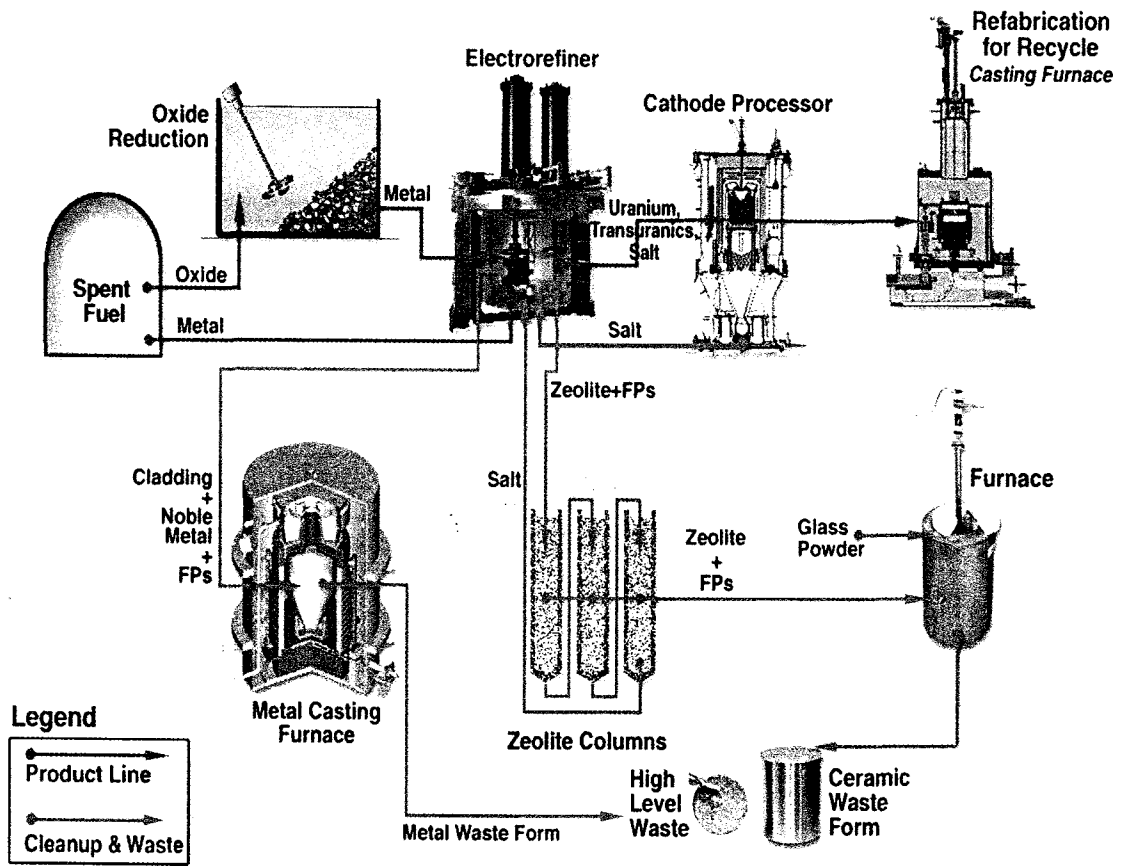


Figure 5.1-1 Schematic flow-sheet of IFR pyro-process

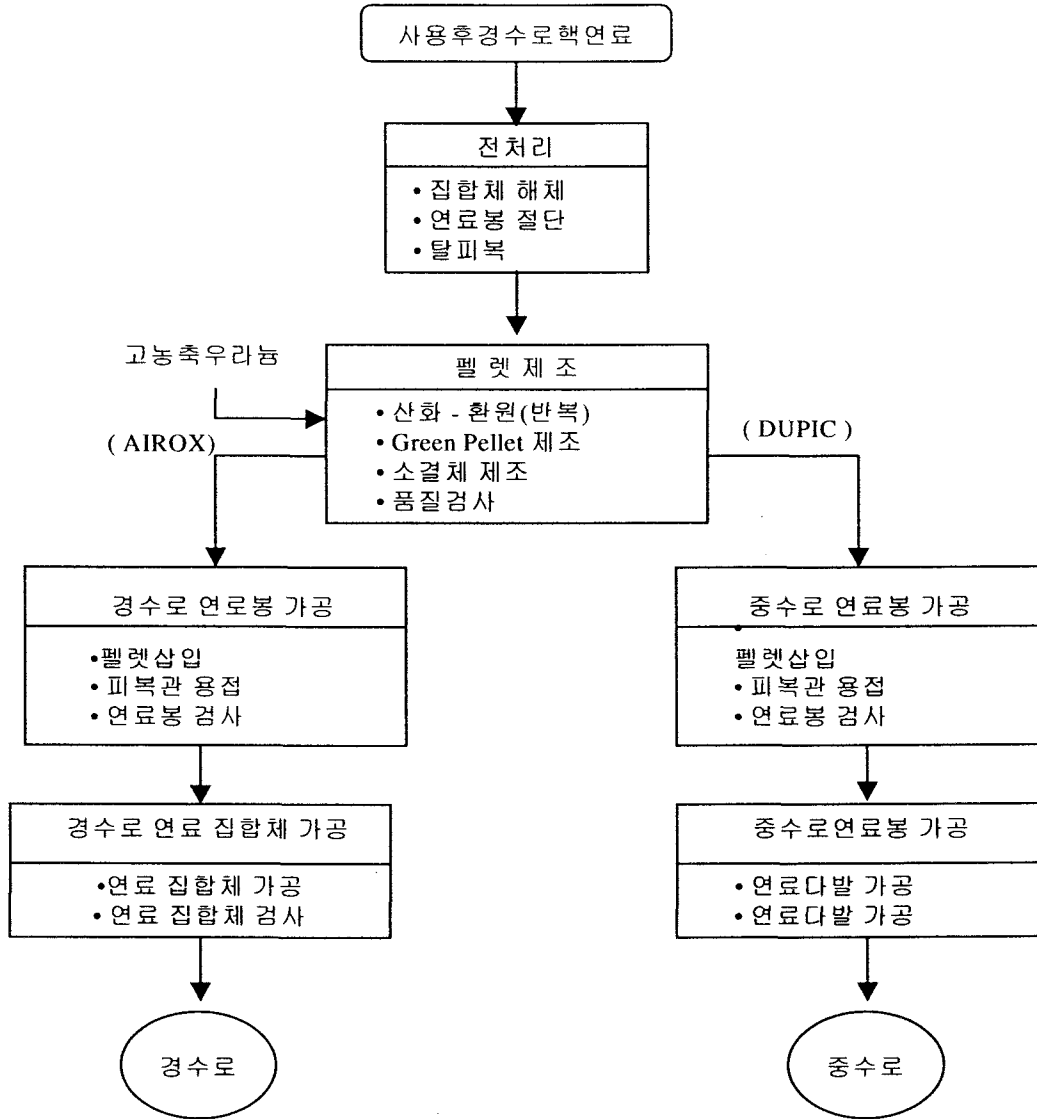


Figure 5.1-2 Comparison of AIROX and DUPIC process

5.2 건식 산화물 제조공정의 핵임계 안전성 평가

핵연료 제조과정 및 사용후 핵연료 재처리과정과 같은 핵물질을 다루는 과정에서 핵임계 안전을 유지하는 것은 인명과 재산을 보호하는 측면에서 매우 중요하다. 임계 안전성을 유지하기 위해서 임계계산 또는 실험적인 방법과 더불어 여러 가지 경험적 사실에 바탕을 둔 핵임계 안전지침을 마련하고 있어야 한다. 가장 바람직한 방법은 실험적인 방법에 근거하여 여러 가지 핵분열 물질에 대한 핵임계 특성에 대한 자료를 확보하는 것이다. 그러나 핵분열 물질을 직접 다루어 핵임계 특성실험을 수행하기는 실험 비용의 측면에서 뿐만 아니라 여러 가지 여건상 쉽지가 않다. 따라서 전산코드를 이용한 핵임계 계산을 통하여 여러 가지 핵분열 물질에 대한 핵임계 특성에 대한 자료를 확보할 수 있다.

5.2.1 핵임계 계산 모델

핵물질을 다루는 공정에 대한 핵 임계 안정성을 평가하기 위해서는 먼저 그 공정에서 취급하는 핵물질의 상태에 대한 임계질량, 임계체적, 임계농도 등 임계조건을 아는 것이 필요하다. 본 연구에서는 건식 재가공 핵연료 공정에서의 임계도 안전지침의 근간이 되는 핵 임계 특성에 대한 자료를 생산하기 위해, 가상된 조건에 대한 임계계산을 수행하였다. 계산에 사용된 대상 핵연료는 듀픽 핵연료, 토륨 재순환 핵연료 그리고 건식재가공에 의한 소듐냉각 고속로에서 사용되는 산화물 핵연료이다. 세 가지 핵연료에 대해서 탈피복 과정 후 산화/환원 과정을 거친 분말상태와 절단 및 탈피복 공정상의 핵연료 봉 형태인 경우를 고려하여 임계도를 계산하였다. 또한 가상사고 조건을 설정하여 핵물질의 배열상태, 핵물질 분말의 밀도 등에 대한 민감도 분석을 수행하였으며, 각 핵연료가 침수되는 사고에 대한 임계도 또한 계산하였다. 미임계 한계치는 0.95로 설정하였다.

현재 임계도 해석 코드로는 SCALE과 MCNP-4B가 가장 보편적이다. SCALE 전산코드는 미국 ORNL에서 개발하였으며, 열해석, 핵임계 해석 및 차폐해석을 수행할 수 있는 코드이다.[18] MCNP-4B 코드는 미국 LANL에서 개발하였으며, SCALE과는 달리 반응단면적 라이브러리에 대한 에너지군 축약을 하지 않으므로 근사가 적다.[19] 또한 MCNP-4B 모드의 계산결과는 신뢰가 높아 다른 계산코드

의 검증코드로 이용되고 있다. 본 연구에서는 MCNP-4B 코드를 이용하였다. 이 코드의 특징은 사용자가 원하는 형태의 모델을 구현할 수 있는 것이 장점이며, 중성자나 광자, 그리고 양자 및 전자 등과 같은 입자 하나하나의 거동을 통계적으로 분석한 후 특성 변수를 계산한다. 계산에는 MCNP-4B 코드와 함께 LANL에서 제공되는 ENDF60 라이브러리를 사용하였다.

5.2.2 듀픽 핵연료

듀픽 핵연료의 경우, 경수로 사용후 핵연료를 건식공정을 통해 악티나이드와 핵분열 생성물을 분리하지 않고 중수로 핵연료를 제조하므로 절단 및 탈피복 공정상의 경수로 핵연료 봉 형태인 경우와 탈피복 후 산화/환원 과정을 거친 분말상태를 고려하여 임계도를 계산하였다. 기준 듀픽 핵연료는 3.5 wt%로 농축된 경수로 핵연료를 35,000 MWd/t까지 연소시킨 후 10년간 냉각하여 만들어진다. 본 연구에서는 냉각기간은 고려하지 않았고, 연소도가 낮을수록 반응도는 높으므로 기준연소도인 35,000 MWd/t과 기준연소도에 비해 10% 낮은 연소도인 31,500 MWd/t에 대한 분말 형태와 경수로 핵연료 봉 형태에 대하여 임계도 계산을 수행하였다. 이 두 연소도에 대한 조성은 CASMO-3 코드를 이용하여 얻었고, CASMO-3 코드를 이용한 연소 계산 시 생성되는 핵분열 생성물 군은 임계도 계산 시 고려하지 않았다. 이 핵분열 생성물 군의 임계도에 대한 영향을 고려하기 위하여 연소도 35,000 MWd/t에서 임계도를 CASMO-3 코드를 이용하여 계산한 결과, 핵분열 생성물 군을 고려했을 때와 고려하지 않았을 때의 임계도는 각각 0.94005와 0.95745로써, 핵분열 생성물 군을 고려하지 않을 경우 약 0.017 정도 높게 나타났다.

분말형태의 경우

분말상태인 연소도 31,500 MWd/t과 35,000 MWd/t의 경수로 사용후 핵연료가 침수되었을 때에 대한 임계도 계산을 수행하였다. 침수사고 시 경수로 사용후 핵연료분말의 농도에 따른 임계도 변화를 계산하였다. 물에 대한 핵연료분말의 농도에 따라 반지름 30 cm의 반사경계면을 갖는 구를 가정하여 무한중배계수를 구하였다. 그림 5.2-1에서 보는 바와 같이 31,500 MWd/t과 35,000 MWd/t의 연소도에 대해서 모두 물에 대한 경수로 사용후 핵연료의 농도가 70 wt%일 때 가장 높게

나타났다. 따라서 농도가 70 wt%인 사용후 핵연료용액에 대하여 기하학적으로 핵임계의 가능성이 가장 높은 구형모델에 약 30 cm의 물 반사체를 고려하여 미임계 한계치에 도달하는 질량을 구하였다. 그림 5.2-2에서 보는 바와 같이 31,500 MWd/t과 35,000 MWd/t의 연소도에 대하여 경수로 사용후 핵연료분말의 질량이 각각 13 및 35 톤에 이르렀을 때 미임계 한계치에 도달하였다.

핵연료봉 형태의 경우

핵연료 봉을 취급하는 절단이나 탈피복과 같은 공정에서는 분말을 취급하는 것과는 다른 비균질 효과를 받게 되므로 임계의 위험이 보다 클 것으로 예상된다. 경수로 사용후 핵연료 봉이 장방형과 육각형격자 형태로 적재되어 있고 전체적으로 원통형의 기하학적인 모델을 갖는 경우에 대한 임계도 계산을 수행하였다. 일반적인 17×17 핵연료다발의 축 방향 길이인 144 inch (365.76 cm)를 고려하였고, 핵연료봉간 피치인 1.25984 cm를 격자피치로 사용하였다. 사용후 핵연료봉의 축 방향 및 반경방향 외곽에는 30 cm의 물 반사체가 있다고 가정하였다.

경수로 사용후 핵연료 봉이 사각형격자 형태로 적재되어 있는 경우, 그림 5.2-3에서 보는 바와 같이 31,500 MWd/t과 35,000 MWd/t의 연소도에 대하여 사용후 핵연료 봉의 수가 각각 약 2,700 개(반경방향 30 개)와 3,700 개(반경방향 35 개)가 적재되었을 때 미임계 한계치에 도달하였다. 육각형격자 형태로 적재되어 있는 경우, 그림 5.2-4에서 보는바와 같이 31,500 MWd/t과 35,000 MWd/t의 연소도에 대하여 사용후 핵연료 봉 수가 각각 약 6,000 개와 9,600 개가 적재되었을 때 미임계 한계치에 도달하였다. 육각형격자 형태로 적재되어 있는 경우는 사각형격자 형태로 적재되어 있는 경우에 비해 물에 의한 중성자의 감속효과가 떨어지므로 임계도는 낮게 나타남을 알 수 있다. 그러므로 절단이나 탈피복과 같은 공정에서 경수로 사용후 핵연료 봉을 적재할 경우 육각형격자 형태로 적재하는 것이 공간 활용이나 침수 시 임계사고 예방에 유리함을 알 수 있다.

5.2.3 토륨 재순환 핵연료

토륨재순환 핵연료의 경우, 농축우라늄과 토륨이 균일하게 섞여있는 경우를 고려

하였으며, 분말상태와 증수로 핵연료다발로 만들어진 상태에 대하여 임계도를 고려하였다. 재순환 핵연료의 조성은 격자계산으로부터 구할 수 있으며 기준 노심은 CANDU-6 증수로이다. 재순환 계산에서는 핵연료 다발의 무게를 일정하게 유지하기 위하여 재순환 주기마다 토륨과 우라늄을 첨가한다. 토륨 재순환 핵연료는 ThO_2 에 20%로 농축된 UO_2 핵연료가 부피분을 9%(ThO_2 -9% UO_2), 10%(ThO_2 -10% UO_2) 및 11%(ThO_2 -11% UO_2)로 균일하게 혼합된 핵연료이다. 토륨 재순환 핵연료의 경우, 초기에서 반응도가 가장 높고 연소가 진행될수록 반응도는 떨어지게 되므로 초기 분말상태에서 임계도를 계산하였다. 또한 핵연료 봉에 의한 비균질 효과를 확인하기 위해 43-봉 핵연료 다발에 장전되어 적재되어 있는 경우에 대한 임계도를 계산하였다.[20,21]

분말 형태의 경우

증수로 사용후 핵연료 경우와 마찬가지로, ThO_2 -9% UO_2 , ThO_2 -10% UO_2 및 ThO_2 -11% UO_2 분말이 침수되었을 때에 대한 임계도 계산을 수행하였다. 침수사고 시를 가정하여 물에 대한 토륨 재순환 핵연료 분말의 농도에 따라 반지름 30 cm의 반사경계면을 갖는 구를 가정하여 무한증배계수를 구하였다. 그림 5.2-5에서 보는 바와 같이, 토륨재순환 핵연료 세 가지 부피 비율에 대해서 모두 물에 대한 핵연료 분말의 농도가 80 wt%일 때 가장 높게 나타났다. 따라서 농도가 80 wt%인 토륨재순환 핵연료 용액이 핵임계의 가능성이 가장 높은 구형을 이루고 있을 때 약 30 cm의 물 반사체를 고려하여 미임계 한계치에 도달하는 질량을 구하였다. 그림 5.2-6에서 보는 바와 같이, ThO_2 -9% UO_2 , ThO_2 -10% UO_2 및 ThO_2 -11% UO_2 분말에 대하여 분말의 질량이 각각 65, 22 및 13 톤에 이르렀을 때 미임계 한계치에 도달하였다.

핵연료다발 형태의 경우

토륨재순환 핵연료 소결체가 43-봉 핵연료 다발에 장전된 경우에 대한 임계도를 평가하였다. 세 가지 부피 비율의 토륨재순환 핵연료 다발이 사각격자와 육각형 격자 형태로 적재되어 있고 축 방향 및 반경방향 외곽에는 30 cm의 물 반사체가 있는 경우에 대한 임계도 계산을 수행하였다. 사각형격자와 육각형격자 형태에

대하여 격자피치는 43-봉 핵연료 다발 압력관의 안지름인 10.3378 cm로 놓고 계산을 수행하였다. 핵연료 다발이 세워져 있다고 가정할 때, 다발의 축 방향 길이는 49.53 cm이므로 각 다발이 단층으로 적재되어 있는 경우, 두 개의 층 및 세 개의 층으로 적재되어 있는 경우를 고려하였다.

먼저 핵연료다발이 단층으로 적재되어 있는 경우에 대한 침수사고 시의 임계계산을 수행하였다. ThO_2 -9% UO_2 , ThO_2 -10% UO_2 및 ThO_2 -11% UO_2 다발에 대하여 축 방향으로 30 cm의 물 반사체가 있고, 반경방향으로 반사경계 조건을 적용하여 임계계산을 수행한 결과, 사각형격자 형태로 적재되어 있는 경우에 대한 무한증배계수는 각각 0.89616 ± 0.00155 , 0.93224 ± 0.00177 및 0.96566 ± 0.00155 이었고, 육각형격자 형태로 적재되어 있는 경우에 대해 0.91215 ± 0.00146 , 0.94860 ± 0.00158 및 0.98177 ± 0.00158 이었다. 계산결과 ThO_2 -9% UO_2 와 ThO_2 -10% UO_2 의 경우는 사각형 및 육각형격자 형태와 상관없이 미임계 한계치에 도달하지 않았다. ThO_2 -11% UO_2 다발의 경우, 사각형 및 육각형격자 형태로 적재하여 임계계산을 수행한 결과 그림 5.2-7에서 보는 바와 같이 각각 300 다발 및 190 다발에서 미임계 한계치에 도달하였으며, 육각형격자 형태로 적재하는 것이 사각형격자 형태로 적재하는 것보다 미임계 한계치에 도달하기 쉬움을 알 수 있었다.

핵연료다발을 2단으로 적재하였을 경우에 대한 임계도 계산결과를 사각형 및 육각형격자 형태에 대하여 각각 그림 5.2-8과 5.2-9에 나타내었다. 사각형격자 형태로 적재되어 있는 경우, ThO_2 -9% UO_2 , ThO_2 -10% UO_2 및 ThO_2 -11% UO_2 다발에 대하여 각각 2036, 220 및 110 다발이 적재되었을 때 미임계 한계치에 도달하였고, 육각형격자 형태로 적재되었을 경우에는 각각 560, 200 및 100 다발이 적재되었을 때 미임계 한계치에 도달하였다. 따라서 단층으로 적재되어 있는 경우와 마찬가지로 임계사고를 예방하기 위해서는 핵연료 다발을 사각형격자 형태로 적재하는 것이 바람직하다.

5.2.4 소듐 고속로 산화물 핵연료

소듐 고속로의 경우, 건식재가공에 의한 재순환 평형 핵연료주기에서 사용되는 산화물 핵연료의 조성을 이용하였다. 원자로는 러시아의 BN-600을 참조로 하였

다. 소듐 고속로가 재순환 평형 핵연료주기에 도달하기 위하여, 경수로 사용후 핵연료로부터 회수된 초우라늄과 감손우라늄이 외부공급 핵연료로서 사용된다. 소듐 고속로 자체로부터 방출되는 사용후 핵연료는 건식재처리를 통하여 내부공급 핵연료로서 사용된다. 평형노심에 대한 외부 핵연료주기의 각 단계 별 핵연료 물질흐름은 6.2절에 기술되어 있다. (표 6.2-13, 6.2-14, 6.2-15, 6.2-16 참조)

임계도 계산은 내부 및 외부공급 핵연료가 분말 또는 핵연료 봉 형태인 경우를 가정하여 수행하였고, 추가적으로 핵연료 재처리 시설이 침수되는 사고 상황을 고려하여 임계도 계산을 수행하였다. 고속로 평형주기 계산에 있어서 연소체인에 포함되지 않는 핵분열 생성물 군은 임계도 계산에 사용되지 않았다. 이들 핵분열 생성물 군의 임계도 영향은 DIF3D 코드를 이용하여 소듐 고속로의 주기 말 핵연료 조성에 대하여 평가한 결과, 이들 핵종이 핵연료 조성에 포함되었을 때와 포함되지 않았을 때의 임계도 값은 각각 1.00482와 1.02045로써, 포함되지 않았을 경우 약 0.0156 정도 높게 나타났다. 이 차이는 미임계 한계치에 대한 추가적인 여유도로 사용된다.

1) 분말 상태의 경우

초우라늄, 감손우라늄 및 소듐 고속로 사용후 핵연료가 분말상태로 있는 경우에 대한 임계도 계산을 수행하여, 유효중배계수가 0.95 이하의 조건을 만족하는 핵연료 분말의 무게를 탐색하였다. 건조상태인 경우, 즉 공기 중에 수증기가 포함되지 않는 경우, 핵연료 분말의 밀도가 1.0 g/cm^3 으로부터 10.0 g/cm^3 까지 변하는 경우를 가정하여 임계도 계산을 수행하였다. 사고 상태인 경우, 즉 핵연료 분말이 물에 침수된 경우에는 핵연료 분말의 공극, 즉 분말입자 사이의 공간에 물이 채워진 경우에 대해 임계도 계산을 수행하였으며, 핵연료 분말의 밀도가 0.015 g/cm^3 로부터 10.0 g/cm^3 까지 변하는 경우를 가정하였다. 임계도 계산은 기하학적으로 단위체적당 표면적의 넓이가 가장 작아서 핵임계에 도달할 가능성이 가장 높은 구형모델에 30 cm의 물 반사체를 고려하여 수행하였다. 감손우라늄의 경우, 핵분열성 물질의 함유량이 매우 낮기 때문에 정상상태인 경우와 사고 상태인 경우 모두 핵임계에 도달하지 못하였다.

초우라늄 분말

초우라늄 물질은 전형적인 경수로 사용후 핵연료를 3.17년 동안 냉각시킨 후 회수되었으며, 소듐 고속로 평형노심의 핵분열성 물질의 농축도를 조절하는데 사용된다. 초우라늄의 경우 핵분열성 물질의 함유량은 약 64.2 wt%로써, 초우라늄 분말은 핵임계 제한치에 도달하기 쉬울 것으로 예상된다. 먼저 정상상태에서 초우라늄 분말의 밀도변화에 따른 핵임계도 계산을 수행하였다. 그림 5.2-10에서 보는바와 같이, 미임계 질량은 분말의 밀도가 낮을수록 컷으며, 분말의 밀도가 증가함에 따라 기하급수적으로 감소하였다. 가장 극단적인 경우, 즉 초우라늄 분말의 밀도가 10.0 g/cm^3 일 때, 미임계 한계치를 넘지 않는 분말의 질량은 약 47 kg이었다.

초우라늄 분말이 침수된 경우에 대한 임계도 계산을 수행하였다. 핵연료 분말이 임계에 도달할 가능성이 가장 높은 구형으로 뭉쳐있고, 분말의 밀도가 0.015 g/cm^3 으로부터 10.0 g/cm^3 까지 변하는 경우를 고려하였으며, 분말의 공극에 물이 채워진 경우에 대해 임계도 계산을 수행하였다. 분말의 밀도가 10.0 g/cm^3 인 경우 분말 입자 사이의 공간이 없다고 가정하였고, 이 경우 30 cm 두께의 물 반사체만을 고려하였다. 분말의 밀도가 1.0 g/cm^3 인 경우 공극은 전체 분말부피의 90%를 차지하며, 이 공간에 물이 채워지게 된다. 그림 5.2-11에서 보는바와 같이, 초우라늄 용액 내의 초우라늄 분말의 무게비가 약 4.8%일 때, 즉 분말의 무게가 1.2 kg일 때, 가장 높은 임계도, 즉 가장 낮은 임계 질량을 나타내었다. 이는 건조상태인 경우, 즉 공기 중에 수증기가 포함되지 않는 경우와는 달리 초우라늄 용액내의 물의 무게비가 낮을 때, 감속도(즉, 수소와 핵분열성 원자의 개수 비)가 최고이기 때문이다.

소듐 고속로 사용후 핵연료

소듐 고속로 사용후 핵연료의 조성은 49%의 핵연료 부피 비율을 갖는 경우(CASE I)에 대한 평형노심 방출 핵연료에서 얻었다. 표 5.2-1에서 보는바와 같이, 소듐 고속로 사용후 핵연료의 초우라늄과 핵분열성 물질의 무게 비율은 각각 14.8 wt%와 9.6 wt%이었다. 건조조건인 사용후 핵연료 분말이 여러 가지 밀도를 갖는 경우에 대하여 임계도 계산을 수행하였다. 그림 5.2-12에서 보는바와 같이, 임계질량은

분말의 밀도가 작을 때 가장 컸으며, 분말밀도의 증가에 따라 기하급수적으로 감소하였다. 이는 초우라늄 분말에 대한 임계도 계산결과와 동일한 경향을 보이며, 소듐 고속로 사용후 핵연료 분말의 밀도가 10.0 g/cm^3 일 때, 임계질량은 약 200 kg으로서 가장 작았다. 한 주기 당 생산되는 사용후 핵연료의 양은 핵분열 생성물을 포함해서 13.8 톤 정도이므로, 사용후 핵연료 분말은 건조 상태에서도 임계상태에 도달할 수 있음을 알 수 있다. 따라서 소듐 고속로 사용후 핵연료 분말은 재처리과정에서 작은 양으로 나누어서 다루어져야 한다.

초우라늄 분말의 경우와 마찬가지로, 소듐 고속로 사용후 핵연료 분말이 침수되었을 때, 핵연료 분말의 농도변화에 따른 임계도 계산을 수행하였다. 사용후 핵연료 분말의 밀도는 0.01 g/cm^3 에서 10.0 g/cm^3 까지 변하는 경우를 고려하였으며, 물 반사체 모델은 초우라늄 분말에 대한 임계도 계산에서와 동일하게 구형모델에 30 cm의 물 반사체를 고려하여 수행하였다. 그림 5.2-13에서 보는바와 같이, 사용후 핵연료 용액 내의 사용후 핵연료 분말의 무게비가 20 wt%일 때, 최대 임계도를 나타내었고 임계질량은 약 13 kg이었다. 소듐 고속로 사용후 핵연료 분말은 초우라늄 분말보다 핵분열 물질의 함유량이 낮으므로, 미임계 한계치에 도달하는 소듐 고속로 사용후 핵연료 용액내의 핵연료의 무게 비율은 높은 쪽으로 이동하였다.

2) 사용후 핵연료 봉 형태의 경우

분말형태의 경우와는 달리 핵연료 봉을 취급하는 절단 및 탈피복 공정에서는 핵연료봉의 비균질 효과가 임계도에 영향을 준다. 소듐 고속로 사용후 핵연료 봉이 건조 및 침수조건 하에서 장방형과 육각형으로 배열되어 있는 경우에 대한 핵임계 계산을 수행하였다. 장방형 및 육각형배열의 핵연료 봉 지름에 대한 핵연료봉간 거리의 비(P/D)에 따른 무한중배계수를 구하여 미임계 한계치를 만족하는 핵연료봉 수를 계산하였다. 사용후 핵연료봉의 조성은 49%의 부피 비율을 갖는 경우(CASE I)에 대한 평형노심으로부터 방출된 핵연료에서 얻었다. 핵연료봉의 길이는 100 cm이며 핵연료봉의 상단과 하단 그리고 반경방향으로 30cm의 물 반사체를 고려하였다.

육각형 배열

육각형 격자배열은 본질적으로 장방형 즉 사각형 격자배열에 비해 핵연료가 차지하는 부피 비율이 높다. 따라서 고속로 설계에는 보통 삼각형, 즉 육각형 격자가 사용된다. 먼저 소듐 고속로 사용후 핵연료 붕이 건조 및 침수조건 하에서 육각형으로 배열되어 있는 경우에 대한 임계 계산을 수행하였다. 건조조건 하에서 소듐 고속로 사용후 핵연료붕의 무한증배계수는 P/D 비와는 상관없이 약 1.240이었다. 침수조건 하에서의 사용후 핵연료붕의 무한증배계수는 그림 5.2-14에 나타내었고, P/D 비가 약 2.23일 때 무한증배계수는 최대가 되었다.

유효증배계수 또한 건조 및 침수조건 하에서 계산하였다. 그림 5.2-15에서 보는바와 같이 핵연료 붕이 육각형으로 배열되어 있고 핵연료붕의 상단, 하단 및 반경방향으로 30 cm의 물 반사체가 위치하고 있다. 건조조건인 경우 반사체는 공기이며 P/D 비가 1.0과 1.03인 경우에 대하여 임계도 계산을 수행하였다. 이는 각각 핵연료 붕이 서로 맞 닿아있는 경우와 핵연료다발에 핵연료 붕이 채워져 있는 경우를 나타낸다. 건조조건하에서의 육각형격자로 배열된 핵연료 붕들이 미임계 한계치를 초과하지 않는 핵연료붕수는 P/D 비가 1.0과 1.03인 경우에 대하여 각각 39,300 개(181 다발)와 53,530 개(246 다발) 이었다. 공기는 중성자 감속능력이 거의 없으므로 건조조건인 경우 핵연료 붕이 촘촘히 배열된 경우 더 높은 임계도를 나타낸다.

육각형 격자로 배열된 침수조건인 경우 임계도 계산은 P/D 비가 1.0, 1.03 및 2.23인 경우에 대하여 수행하였다. P/D 비가 2.23일 때 침수조건 하에서 단일 핵연료 붕에 대한 무한증배계수가 최고치를 보인다. 미임계를 유지하기 위한 핵연료붕수는 P/D비가 1.0, 1.03 및 2.23인 경우에 대하여 각각 11,300 개(52 다발), 11,000 개(50 다발) 및 217 개(1 다발)인 것으로 나타났다. 물 감속재의 경우 중성자에 대한 감속능력이 강하므로 침수경우에 대하여 P/D 비가 1.03일 때의 임계도가 1.0인 경우(즉, 핵연료 붕이 밀착되어있는 경우) 보다 높게 나타난다. 또한 계산결과로부터 소듐 고속로 사용후 핵연료 붕이 침수조건에서 P/D비가 2.23이 되도록 배열되어 있으면 사용후 핵연료 한 다발도 미임계 한계치에 도달할 수 있음을 알 수 있다.

장방형(사각형) 배열

사각형 격자의 경우 육각형 격자에 비해 핵연료 봉 사이의 공간이 크다. 이러한 핵연료격자 내의 공간은 중성자 스펙트럼을 연화시키는데 유리하다. 따라서 사각형격자 배열은 경수로 노심설계에 주로 이용된다. 육각형배열의 경우와 마찬가지로 소듐 고속로 핵연료 봉이 사각형 격자로 배열된 경우에 대한 임계도 계산을 수행하였다. 건조조건인 경우, 사각형 격자로 배열된 사용후 핵연료 봉에 대한 무한중배계수는 육각형배열의 경우와 마찬가지로 P/D비에 상관없이 약 1.240이었다. 그림 5.2-16에서 보는바와 같이 침수조건인 경우, P/D비가 약 1.94일 때 최대 임계도를 나타내었다.

건조 및 침수조건에 대하여, 사각형격자로 배열된 사용후 핵연료 봉에 대한 유효 중배계수를 계산하였다. 그림 5.2-17에서 보는바와 같이, 사각격자로 배열된 핵연료 봉들이 30 cm의 반사체로 둘러싸여있는 경우를 가정하였다. 미임계 한계치 이하로 적재될 수 있는 핵연료봉수는 P/D 비가 1.0 및 1.03인 경우에 대하여 각각 91,800 개(423 다발)과 196,200 개(904 다발) 이었다. 건조조건 하에서 사각격자 배열은 육각형격자 배열과 비교하여 핵연료봉의 수가 4배 이상 적재하였을 때 미임계 한계치에 도달하였다. 이는 사각형격자의 경우 육각격자에 비해 핵연료 봉이 느슨하게 배열되기 때문이다. 침수 시 미임계 한계치에 도달하지 않는 핵연료봉수는 P/D비가 1.0, 1.03 및 1.04인 경우에 대하여 각각 9,000 개(41 다발), 7,200 개(33 다발) 및 225 개(1 다발)인 것으로 나타났다. 사각격자 배열은 물 감속재가 차지하는 비율이 높아져서 결과적으로 중성자 감속효과가 증가하므로 육각격자 배열과 비교하여 임계도가 증가하게 된다. 따라서 소듐 고속로 사용후 핵연료를 절단 및 탈피복 공정으로 이송할 경우, 사각격자 보다는 육각격자배열로 적재를 하는 것이 저장 공간의 실질적인 활용이나 임계사고 예방측면에서 유리함을 알 수 있다.

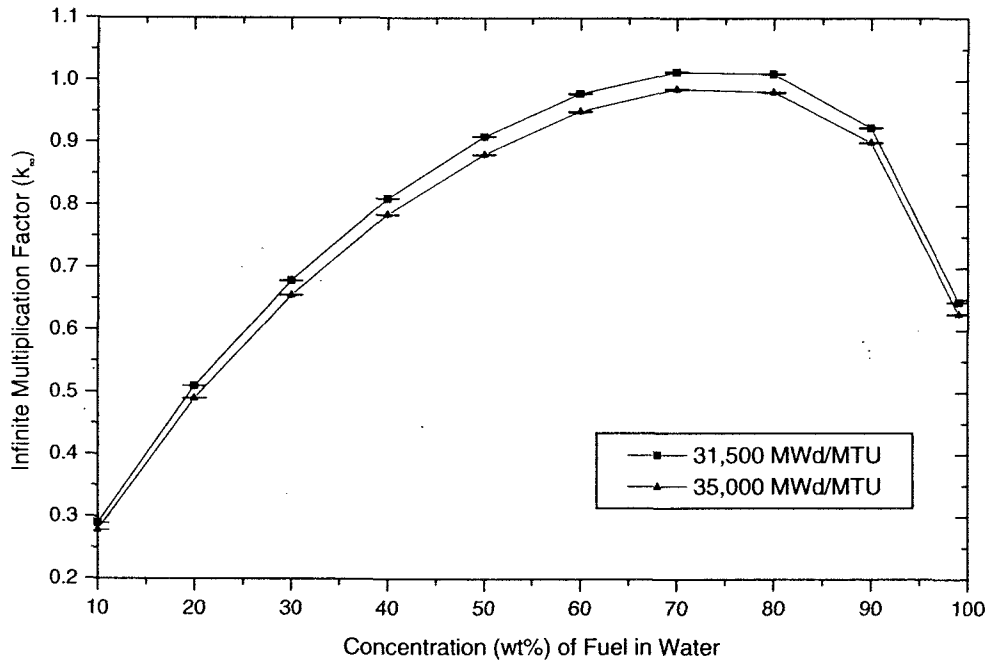


Figure 5.2-1 Infinite multiplication factors against the PWR spent fuel powder concentration

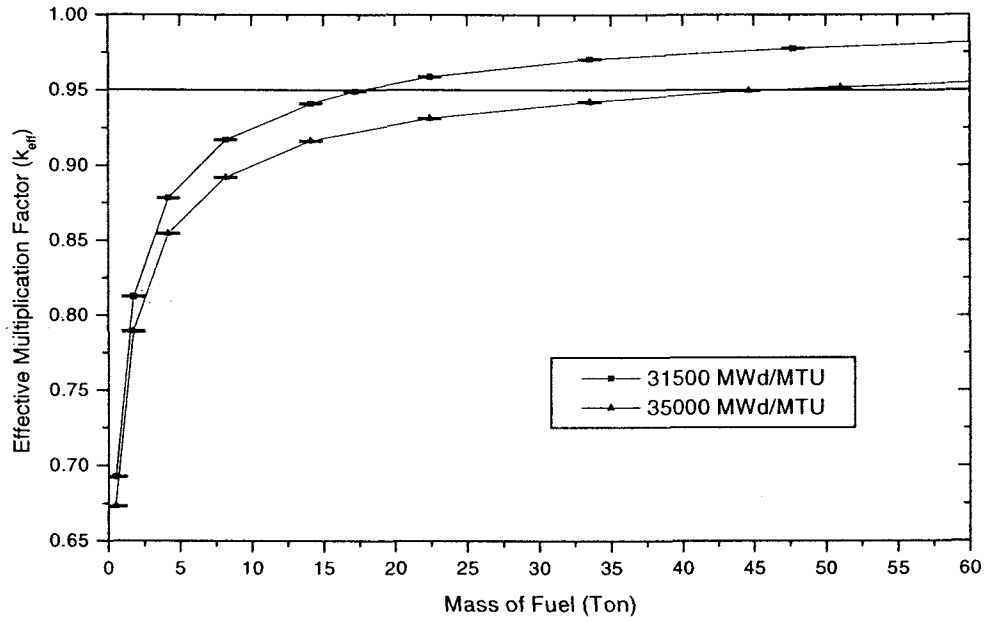


Figure 5.2-2 Effective multiplication factor against the PWR spent fuel powder mass

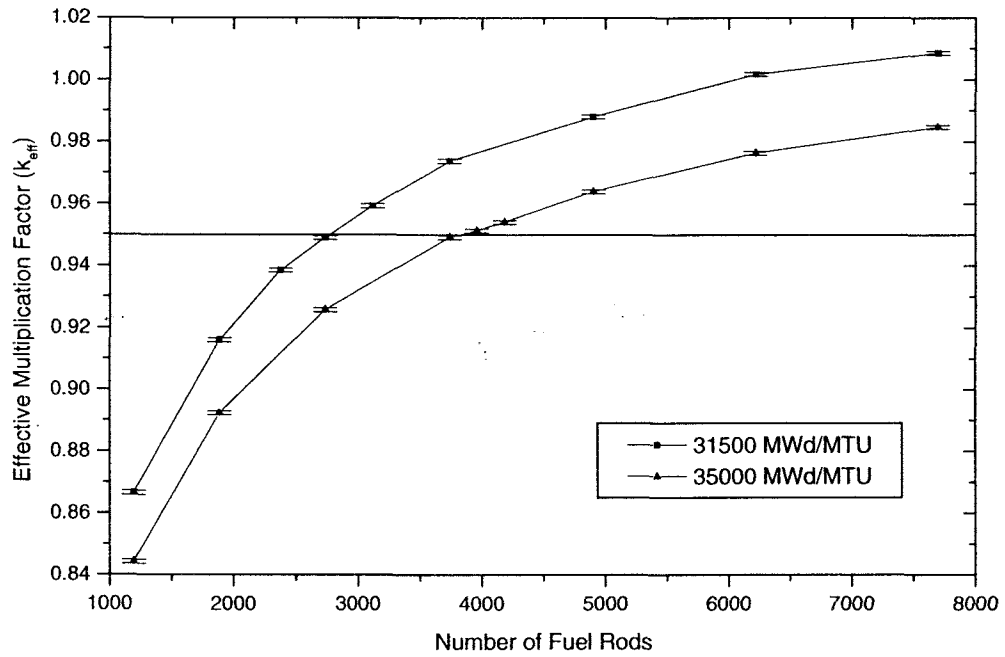


Figure 5.2-3 Effective multiplication factor against the number of PWR spent fuel rods (Rectangular lattice)

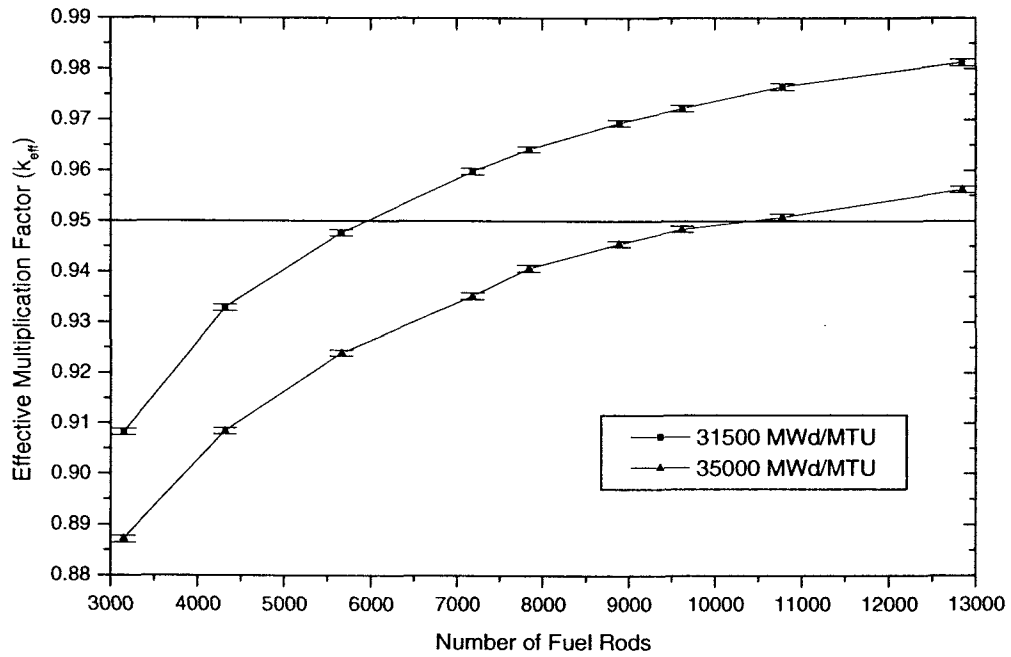


Figure 5.2-4 Effective multiplication factor against the number of PWR spent fuel rods (Hexagonal lattice)

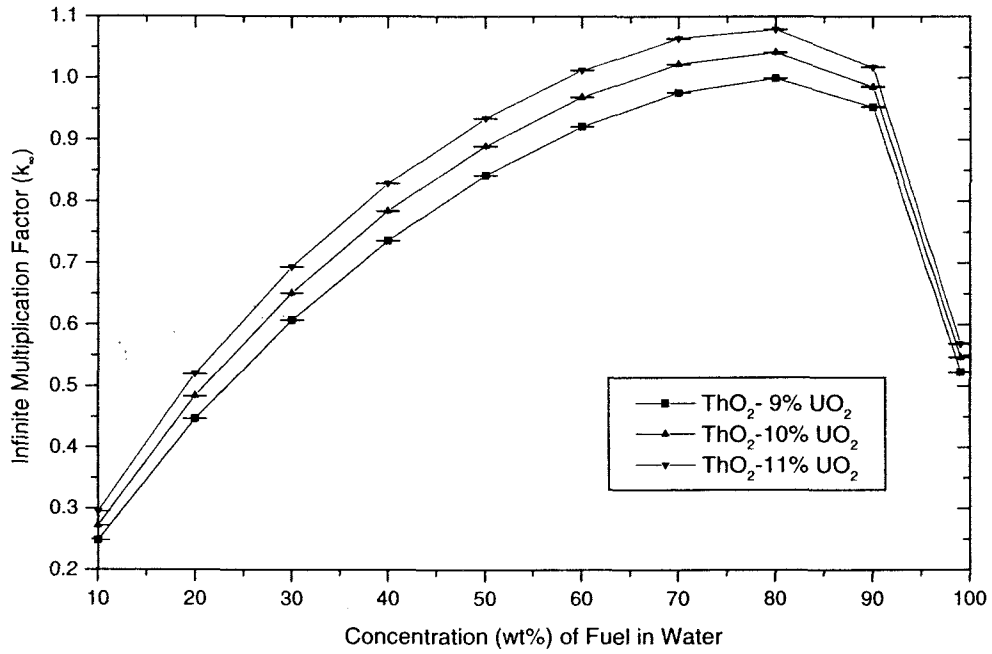


Figure 5.2-5 Infinite multiplication factor against the ThO₂/UO₂ fuel powder concentration

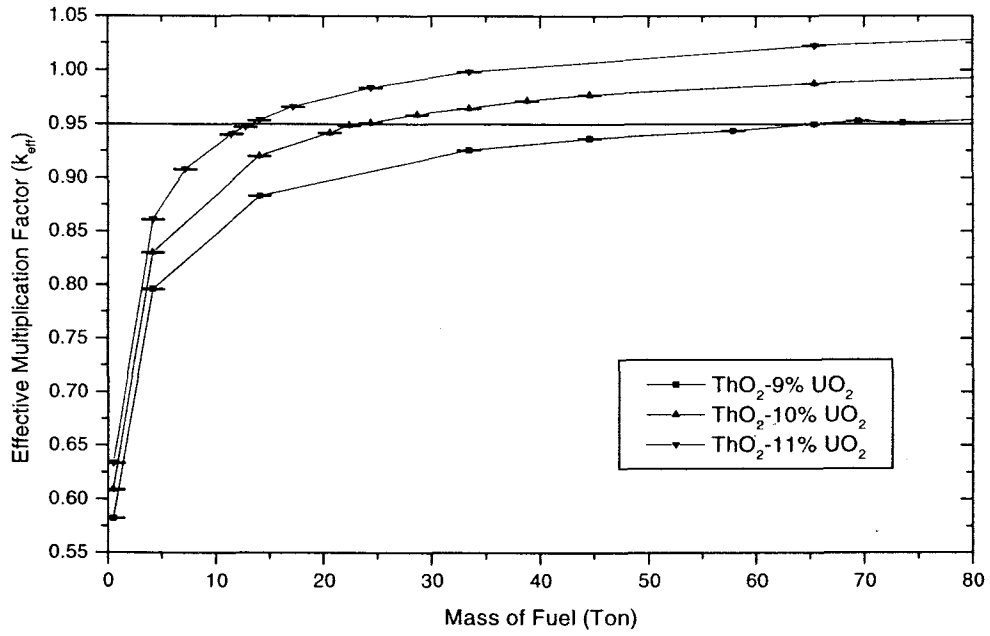


Figure 5.2-6 Effective multiplication factor against the ThO₂/UO₂ fuel powder mass

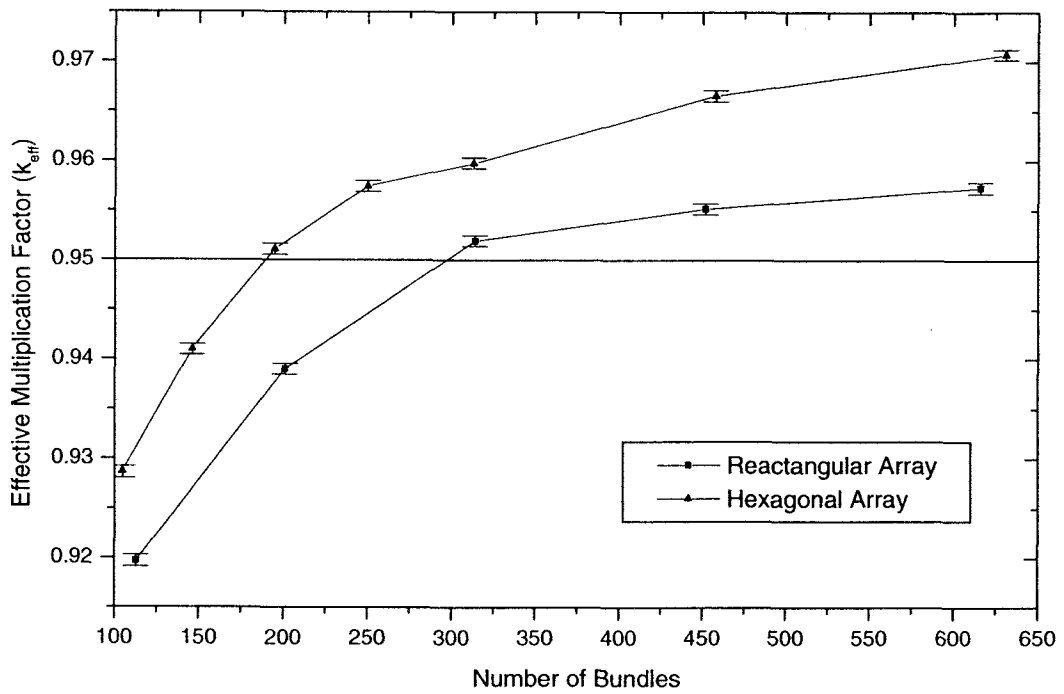


Figure 5.2-7 Effective multiplication factor against the number of ThO₂/UO₂ fuel bundles (Single layer)

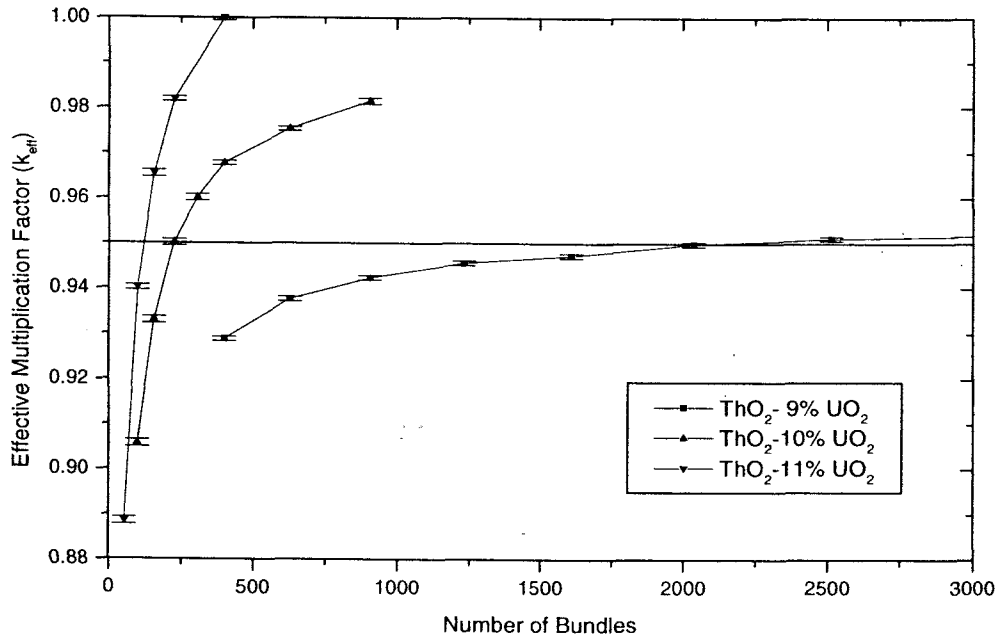


Figure 5.2-8 Effective multiplication factor against the number of ThO₂/UO₂ fuel bundles (Rectangular array in double layers)

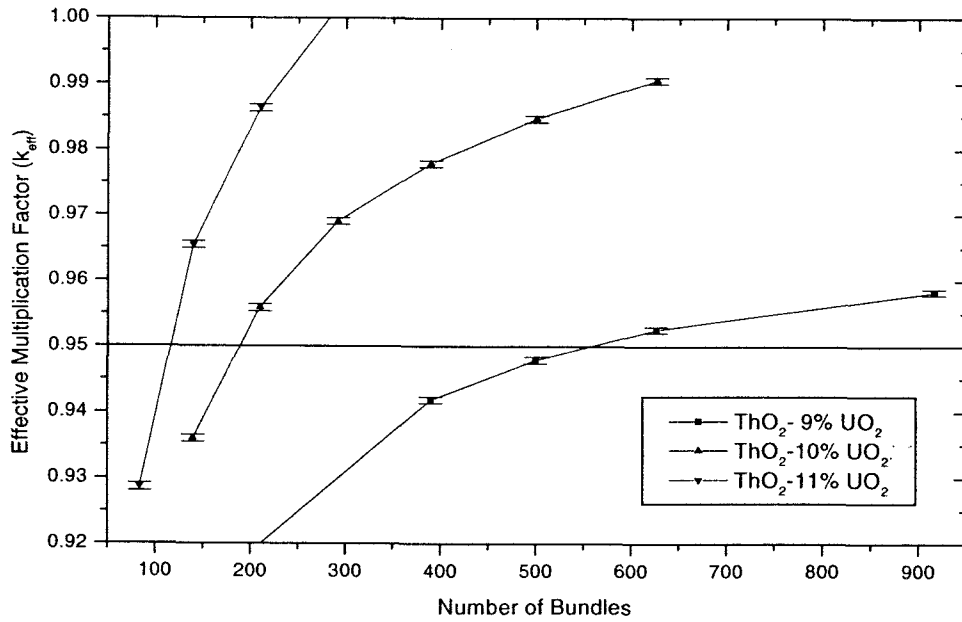


Figure 5.2-9 Effective multiplication factor against the number of ThO_2/UO_2 fuel bundles (Hexagonal array in double layers)

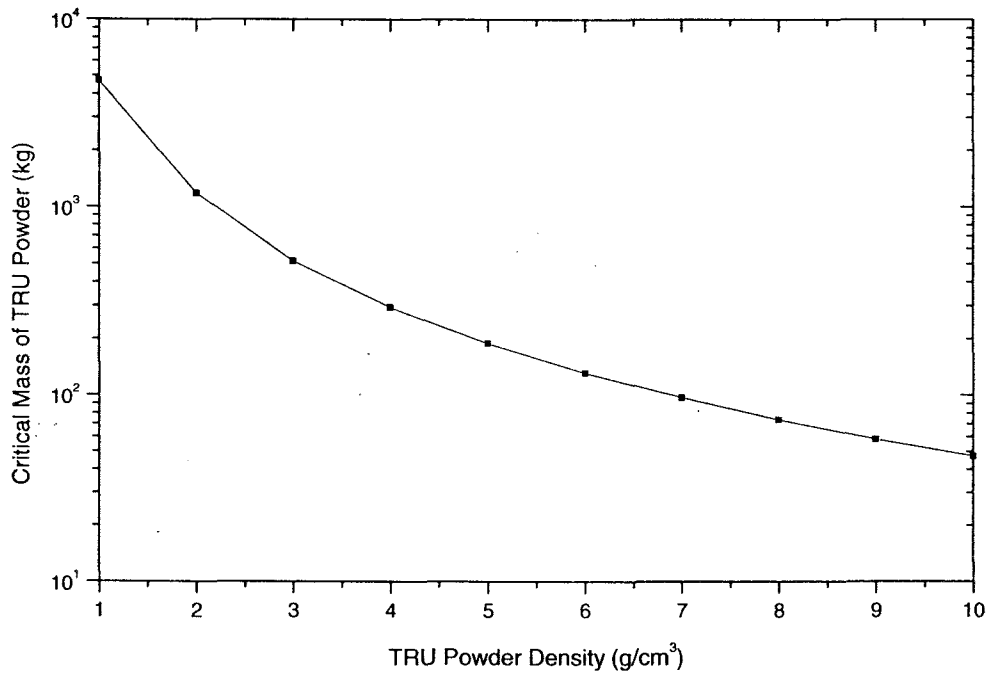


Figure 5.2-10 Critical mass of the dry TRU powder against the powder density

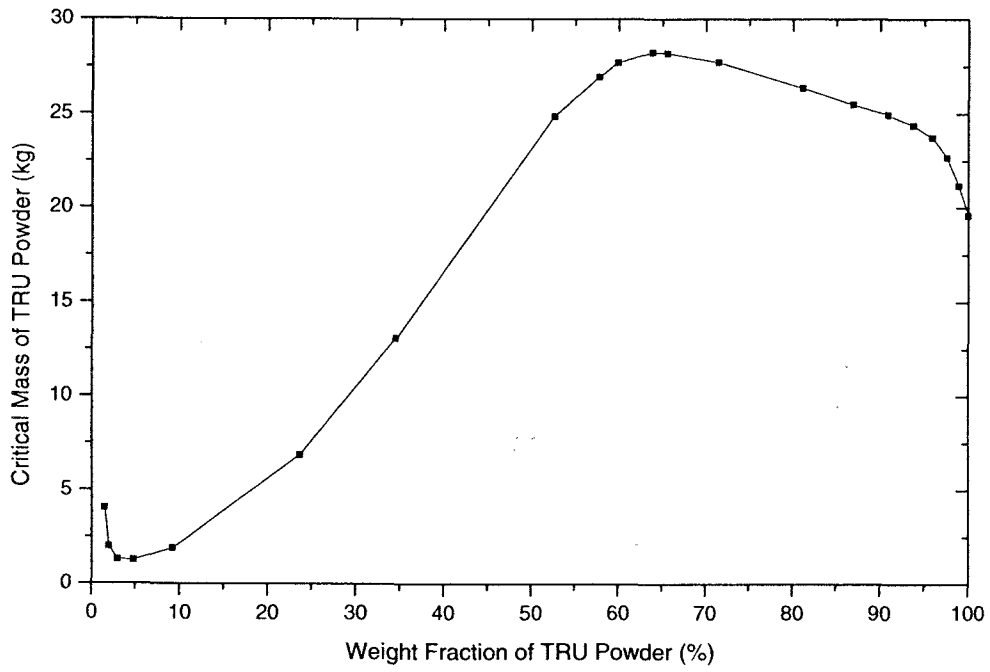


Figure 5.2-11 Critical mass of the flooded TRU powder against the weight fraction

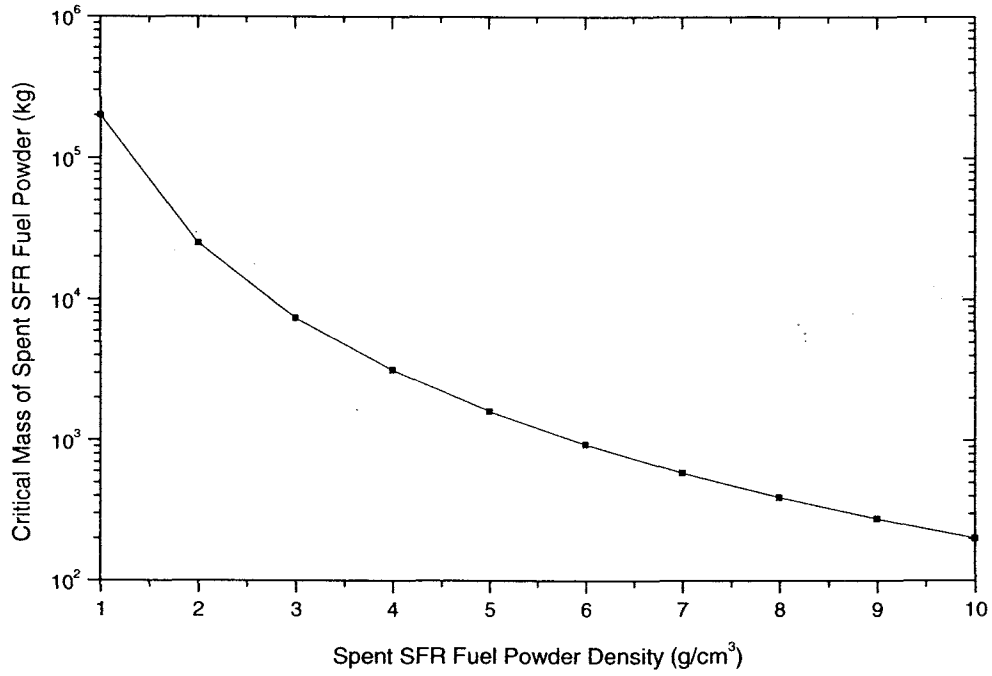


Figure 5.2-12 Critical mass of the dry SFR spent fuel powder against the density

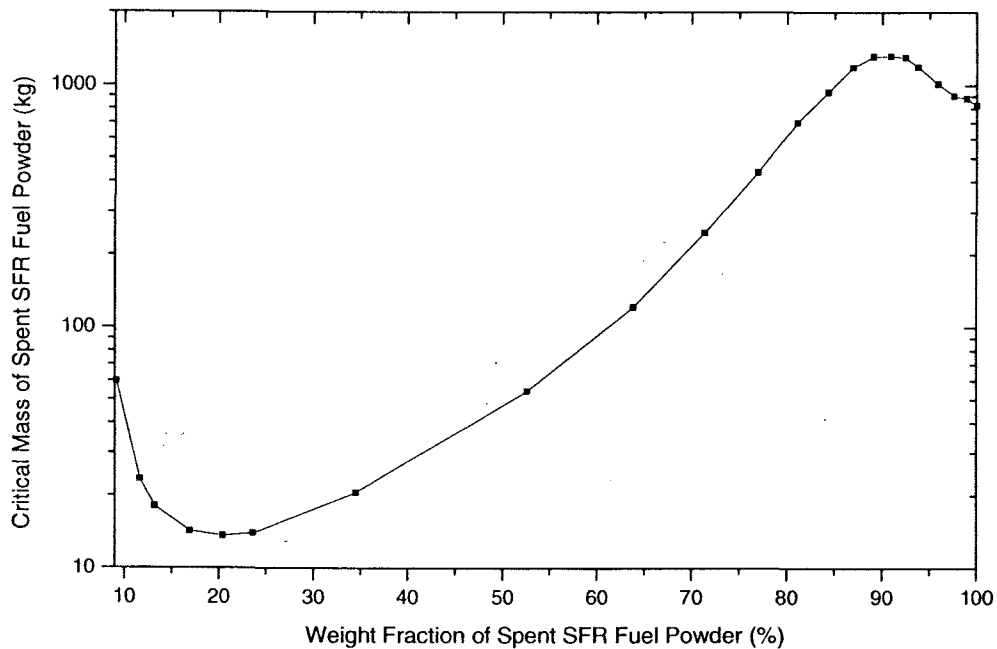


Figure 5.2-13 Critical mass of the flooded SFR spent fuel powder against the weight fraction

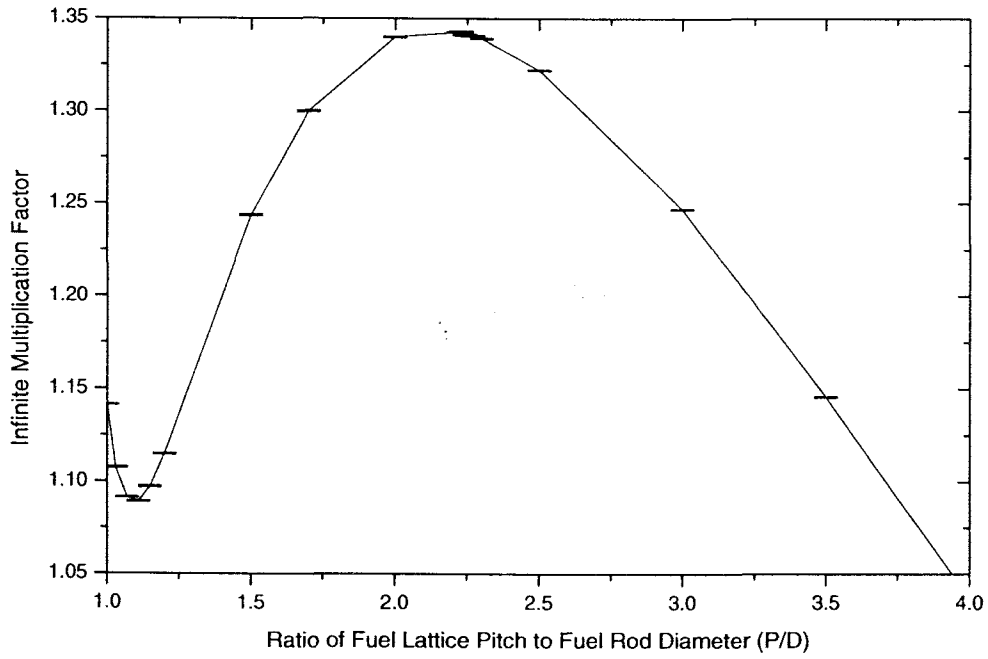


Figure 5.2-14 Infinite multiplication factor of the SFR spent fuel rod against the P/D ratio (Flooded hexagonal lattice)

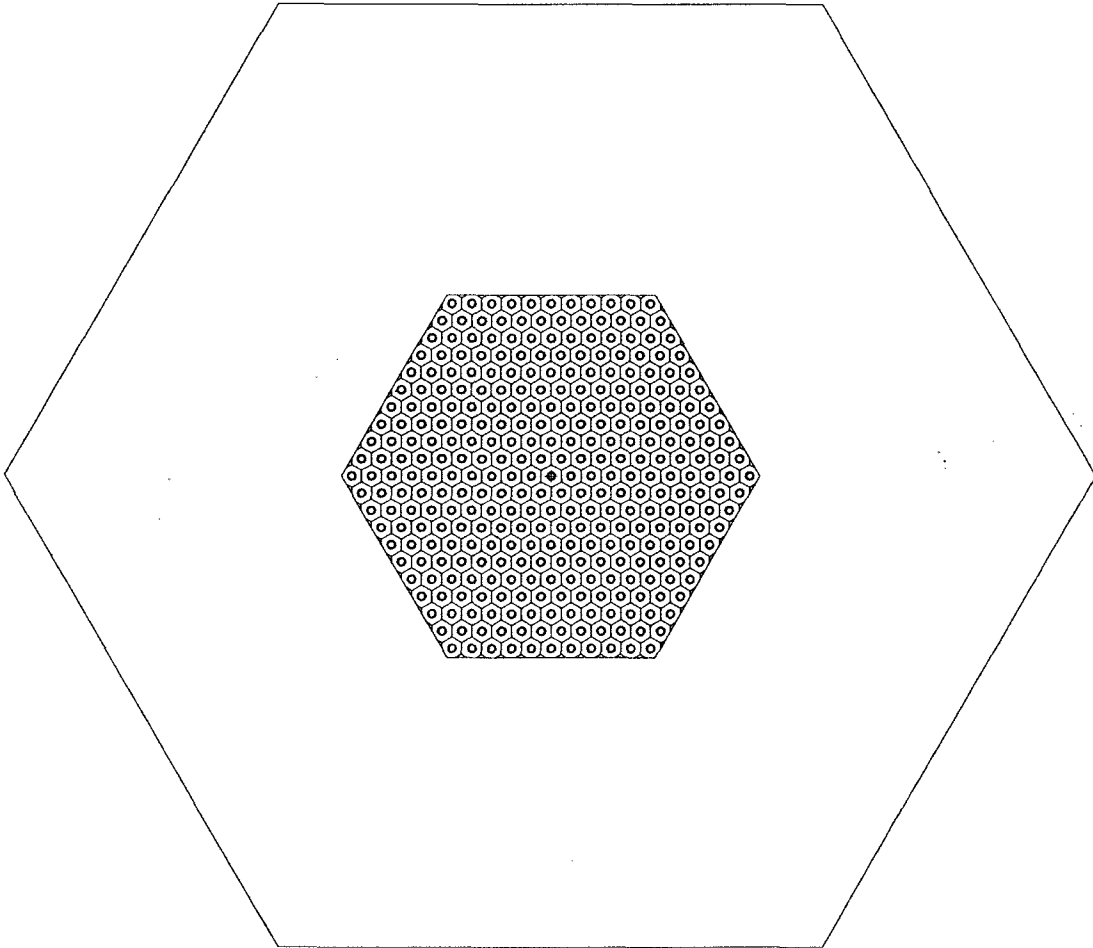


Figure 5.2-15 Hexagonal prism layout

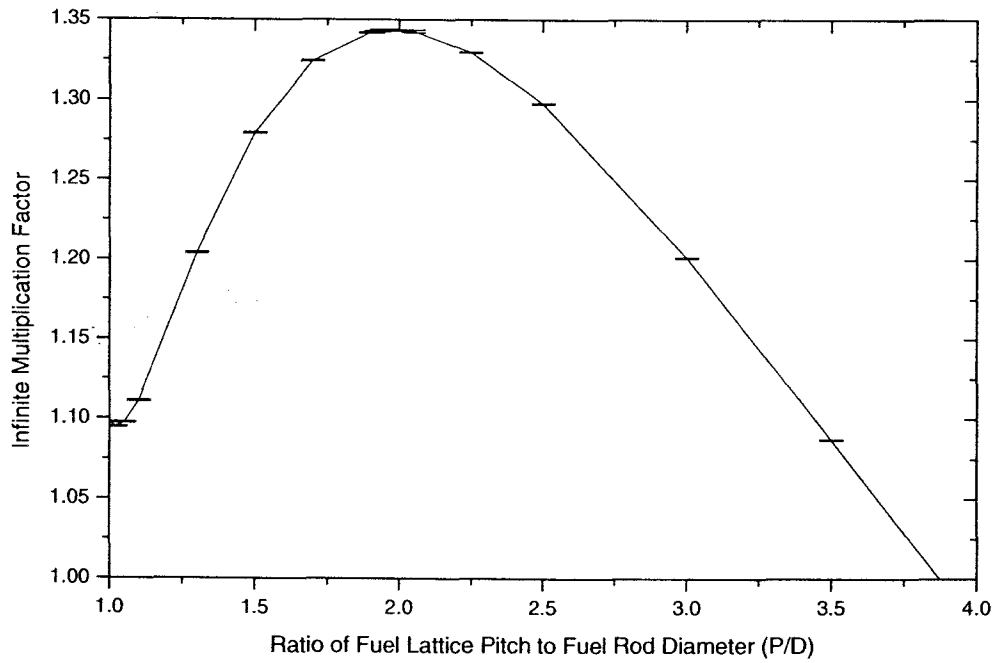


Figure 5.2-16 Infinite multiplication factor of the SFR spent fuel rod against the P/D ratio (Flooded rectangular lattice)

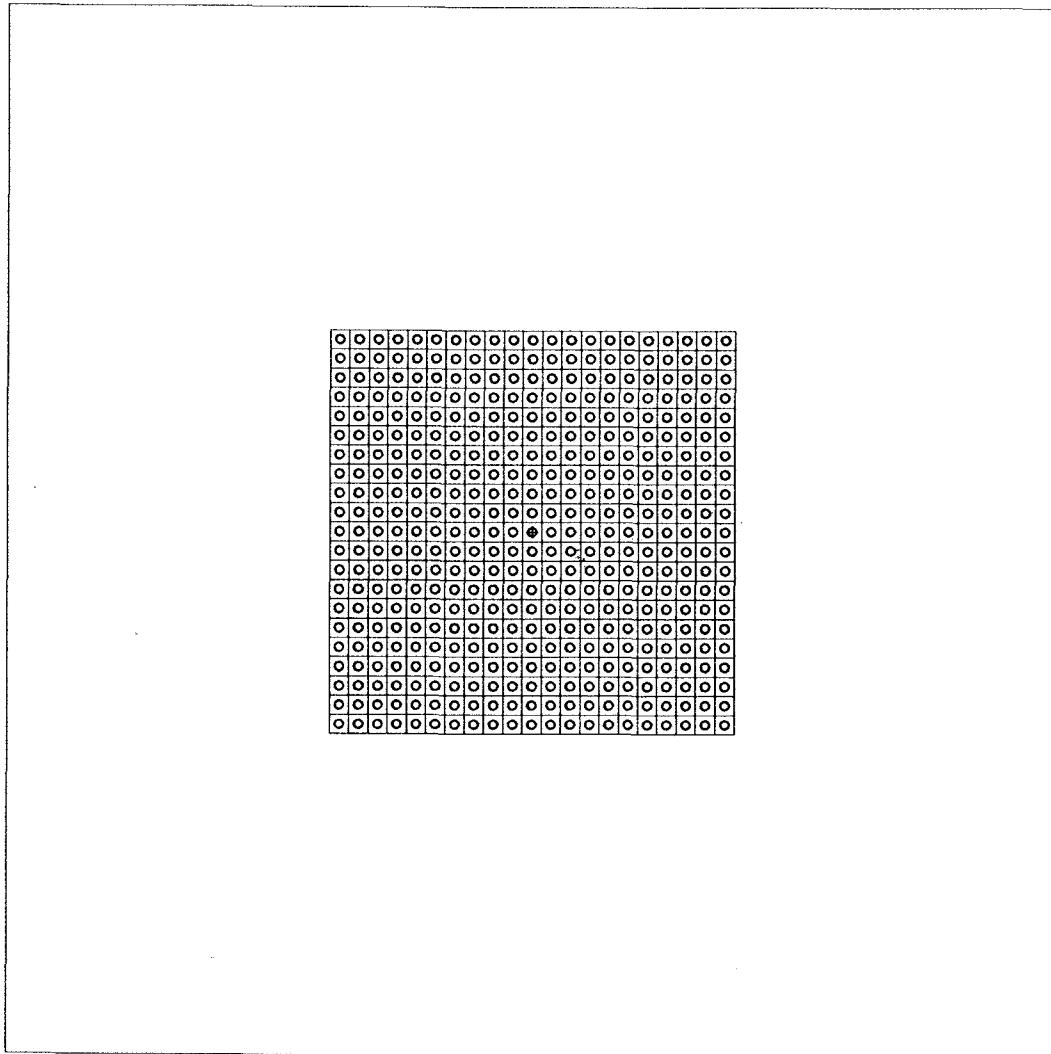


Figure 5.2-17 Hexahedra prism layout

5.3 참고문헌

1. "Expert Group Meeting on Trends in the Nuclear Fuel Cycle: Economic, Environmental and Social Considerations," NEA/SEN/NDC(2000)18, Nuclear Energy Agency, Oct. 2000.
2. B. GUILLAUME et al., "Chemical Properties of Neptunium Applied to Neptunium Management in Extraction Cycles of PUREX process," Extraction'84: Symposium on Liquid-Liquid Extraction Science, Institute Chem. Eng., London, England, 1983.
3. Z. KOLARIK and T. SCHULER, "Separation of Neptunium from Uranium and Plutonium in the PUREX Process," Extraction '84: Symposium on Liquid-Liquid Extraction Science, Institute Chem. Eng., London, England, 1983.
4. A. NAYLOR and P.D. WILSON, "Recovery of Uranium and Plutonium from Irradiated Nuclear Fuel," T.C. LO, M.H.I. BAIRD, and C. HANSON, Eds., *Handbook of Solvent Extraction*, John Wiley & Sons Inc., New York, NY, 1983.
5. J.A. RAWLINS and J.J. HOLMES, "CURE: Clean Use of Reactor Energy," WHC-EP-0268, Westinghouse Hanford Company, 1990.
6. J.C. MAILEN and G.I. CATHERS, "Hot-cell Studies of the Fluidized-bed Fluoride Volatility Process for Recovering Uranium and Plutonium from Spent UO₂ Fuels," ORNL-TM-2170, Oak Ridge National Laboratory, 1969.
7. T. KOYAMA, K. KINOSHITA, T. INOUE, M. OUGIER, J.P. GLATZ and L. KOCH, "Demonstration of Pyrometallurgical Processing for Metal Fuel and HLW," Proc. 6th Information Exchange Meeting on Actinide and Fission Product Partitioning and Transmutation, Madrid, Dec. 11-13, 2000.
8. M.J. LINEBERRY and R.D. PHIPPS, "Preparations for the IFR Fuel Cycle Demonstration," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 60, San Fransisco, 1989.
9. A.V. BYCHKOV et al., "Fuel Cycle of Actinide Burner-Reactor. Review of Investigation by <<DOVITA>> Program," Proc. of International Conference on

Future Nuclear Systems, Challenge Towards Second Nuclear Era with Advanced Fuel Cycles: Global'97, Yokohama, Oct.5-10, 1997.

10. Y. SUZUKI, "Recent Progress of Research on Nitride Fuel Cycle in JAERI," OECD/NEA Fifth Information Exchange Meeting on Actinide and Fission Product Partitioning and Transmutation, Mol, Belgium, Nov. 25-27, 1998.
11. T. MUKAIYAMA et al. "Minor Actinide Transmutation in Minor Actinide Burner Reactors," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 64, p.548, 1991.
12. M. SALVATORES et al., "Long-Lived Waste Transmutation Studies at CEA," *Trans. of Am. Nucl. Soc.*, Vol.64, San Fransisco, 1991.
13. L. KOCH et al., "Designing a Minor Actinide-Containing Fuel for Transmutation in a Fast Reactor," *Trans. of Am. Nucl. Soc.*, Vol.64, San Fransisco, 1991.
14. K.D. DOBBIN: et al., "Transmutation of LWR High-Level Waste in LMRs," *Trans. of Am. Nucl. Soc.*, Vol. 64, San Francisco, 1991.
15. H.O. HAUG, "Some Aspects and Long-Term Problems of High-Level and Actinide-Contaminated Spent Fuel Reprocessing Wastes from the U-Pu and Th-U Fuel Cycles," Proc. of a symposium, Management of Radioactive Waste from the Nuclear Fuel Cycle, Vienna, Austria, 1976.
16. T.R. THOMAS, "AIROX Nuclear Fuel Recycling and Waste Management," Proc. of International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options, pp.722-728, GLOBAL'93, Seattle, 1993.
17. J.S. LEE, K.C. SONG, M.S. YANG, K.S. CHUN, B.W. RHEE, J.S. HONG, H.S. PARK, C.S. RIM and H. KEIL, "Research and Development Program of KAERI for DUPIC (Direct Use of Spent PWR Fuel in CANDU Reactors)," Proc. International Conference and Technology Exhibition on Future Nuclear System: Emerging Fuel Cycles and Waste Disposal Options, GLOBAL'93, Seattle, 1993.
18. *SCALE: A Modular Code System for Performing Standardized Computer Analyses for Licensing Evaluation*, Vols. I-III, NUREG/CR-0200, Rev. 4 (ORNL/NUREG/CSD-2/R4), April 1995.

19. J.F. BRIESMEISTER, ed., "MCNP- A General Monte Carlo N-Particle Transport Code, Version 4B," LA-12625-M, Los Alamos National Laboratory, 1997.
20. H. CHOI and C.J. JEONG, "Feasibility Study on Recycling of ThO₂/UO₂ Fuel in CANDU Reactors through Dry Reprocess Technology," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 88, pp.389-390, San Diego, June 1-5, 2003.
21. H. CHOI, C.J. PARK, M.S. YANG and H. FEINROTH, "Transmutation of Thorium/DUPIC Fuel in a CANDU Reactor," Proc. of Global 2003, Atoms for Prosperity: Updating Eisenhower's Global Vision for Nuclear Energy, pp.194-197, New Orleans, Nov. 16-20, 2003.

제 6 장. GEN-IV 노형 검토 및 활용성 평가

BLANK

6. 제 4세대 원자로 노형 검토 및 활용성 평가

본 연구에서는 제 4세대 원전에서 고려되고 있는 원자력시스템을 개략적으로 검토하고 핵연료주기그룹에서 제안한 제 4세대 원전 시스템을 위한 핵연료주기의 유형에 대해서도 검토한다.[1] 또한 각 시스템이 다루고 있는 핵연료의 특성과 재처리 순환공정에 대해서도 검토하며, 가까운 시기에 도입이 예상되는 개량형 증수로(ACR)에 대한 분석도 수행한다.[2] 그리고 현재 검토되고 있는 원자로 및 핵연료에 대한 기술성 분석 및 노물리 자료 생산 등을 수행한다.

6.1 제 4세대 원자로 노형 개념 및 기준 검토

제 4세대 원전 개발의 배경은 미래의 급격한 에너지 소비증가에 대비하고 인류의 지속 가능한 발전에 기여할 수 있을 뿐만 아니라 핵 비확산을 유지하고 핵폐기물을 최소화함으로써 대중적 지지와 경제성 및 안전성이 획기적으로 향상된 원자력 시스템을 개발함에 있다. 제 4세대 원전은 2020년에서 2030년경에 상업적으로 건설·운영될 것이고 지속성, 안정성과 신뢰성, 경제성, 핵 비확산과 물리적 방호 등을 목표로 하고 있다. 제 4세대 원전 개념 중에서 검증작업을 통해 최종적으로 에너지 이용의 지속성, 안전성 및 기술성, 경제성 및 핵 비확산성과 물리적 방호의 기준에 따라 여섯 가지 원자력 시스템 유형이 선정되었다. 선정된 유형은 표 6.1-1에 제시하였고, 각 원자력시스템 유형별 특징은 표 6.1-2에 요약하였다. 본 분석에서는 냉각재 별로 선정된 각 원자력시스템의 개념과 기술적인 특성을 기술하였다.

6.1.1 기체냉각 고속로 [3,4]

헬륨기체로 냉각되는 GFR(Gas-cooled Fast Reactor)은 고속로 개념으로 핵연료주기는 재순환 형태이다. 그리고 핵분열성 물질의 최적화된 사용과 장수명 방사성 폐기물 동위원소의 발생을 최소화함으로써 지속적인 운전의 효율을 향상시킨 개념이다. 그림 6.1-1은 GFR의 대표적인 노심 모양을 개략적으로 나타내고 있다. 이 원자로는 일체형이고 사용후 핵연료 처리와 재성형(refabrication) 시설이 계획되어야 하며, 헬륨기체를 직접 터빈으로 보내 전기생산에 이용하는 개념을 도입

하여 발전 효율을 향상시킨 개념이기도 하다. 또한 높은 냉각재 온도를 이용하여 수소생산에도 이용할 수 있다.

GFR은 다른 원자로시스템과 달리 기존의 경험이 전무한 상태이다. 따라서 열중성자 스펙트럼을 이용한 기존의 가스 냉각로의 기술에 의존할 수밖에 없다. 주된 기술 개발 방향은 우선 설계를 단순화하고, 열 변환 효율을 높이며, 고온에서 운전할 수 있는 기술을 개발하는 것이다. 제 4세대 원전의 목적에 도달하기 위해 향후 비교적 많은 연구 과제가 남아 있다고 할 수 있다. GFR의 경우 이들 연구과제들 중 먼저, 고속중성자 스펙트럼을 위한 핵연료를 구성해야 한다. 또한 블랭킷이 없는 상태에서 충분한 핵종 변환을 얻기 위한 노심설계가 이루어져야 한다. 안전성 측면에서는 높은 출력밀도 유지를 위하여 잔열제거 계통과 열적손상을 최소화시켜야 한다. 그리고 고온의 열을 이용할 수 있는 공정과 기술을 개발하여 경제성을 높여야 할 것이다. 다음은 GFR 기술의 목표를 나열하고 있다.

- 원자로 출력: 600 MWt
- 순수한 발전 효율: 48%
- 냉각재의 입구/출구 온도와 압력: 490 °C/850 °C at 90 bar
- 평균 출력밀도: 100 MW/m³
- 기준 핵연료성분: UPuC/SiC(70/30)와 20% 플루토늄 혼합
- 핵연료/가스/실리콘카바이드 부피 비율: 50/40/10
- 변환율: 자체적으로 수용할 수 있을 만큼 충분히
- 연소도 손실: 5% FIMA

GFR 개념에서 핵연료주기와 관련하여 해결해야 할 주된 연구 과제들은 다음과 같다.

- 핵연료와 재처리 핵연료의 양립성 기술개발
- 개발된 기술의 검증 및 상용화 단계로의 확장
- 사용후 핵연료처리의 단순화와 조밀화
- 초고온에서 고속중성자에 저항성이 높은 물질 개발

이상에서 보듯이 GFR은 제 4세대 원전의 목표와 부합하는 높은 효율성과 고온의 기술 응용의 특징을 가지고 있으며, 핵연료와 재료, 핵연료주기 등의 주된 연구

과제가 남아있다.

6.1.2 납냉각 고속로 [5-7]

납 또는 납 합성물(Pb-Bi)로 냉각되는 고속로는 비교적 여러 나라에서 많은 연구가 진행되어왔으며 거의 상용화 단계에 도달한 개념의 원자로이다. 전 세계적으로 액체 금속로의 연구는 미국을 중심으로 일본, 한국, 러시아 등의 국가에서 정책적으로 연구를 수행해 오고 있다. 제 4세대 원전을 위한 납 냉각 액체 금속로의 개념설계를 공모한 결과 크게 두 가지(중형과 소형)의 유형으로 구분되었다. 중형 고속로는 300~400 MWe 규모로 금속핵연료 또는 금속질화연료, 그리고 혼합핵연료를 사용하며, 금속핵연료의 경우 건식 핵연료주기를 제안하며 혼합핵연료의 경우는 습식 또는 전기화학적 재처리 공정을 제안하고 있다. 한편 소형 고속로는 모듈화 및 단순화된 설계를 기본 개념으로 장주기 노심을 제안하고 있다. 핵연료로는 금속이나 질화물을 제안하고 있으며, 건식공정 핵연료주기를 채택하고 있다. 주로 미국과 일본에서 제안하였으며 대표적으로 ENHS와 4S 원자로 등이 있다.

중형 납 냉각 고속로에서 해결되어야 할 주요 연구 현안은 다음과 같다.

- 노심 제어성
- 작은 지발중성자 비율
- 희소 악티나이드 장전율이 높은 노심의 도플러 반응도 궤환 효과
- 혼합핵연료와 냉각재의 호완성과 상호작용
- 구조재 및 피복재 부식
- 증기와 납 합성물의 직접 접촉으로 생기는 냉각수 활성화
- ^{210}Po 제어
- 건식공정 (Pyro-process)
- 납 합성물과 증기 분리기술 개발
- 납 합성물 에어로졸에 의한 터빈 손상

소형 납 냉각 고속로도 중형의 경우와 마찬가지로 다음과 같은 기술 현안들이 있다.

- 납 합성물 부식 및 제어 기술
- 납 합성물의 높은 온도와 부식성으로 인한 재료 영향
- 납 합성물 내 ^{210}Po 운용기술
- 자연 순환 능력 증명
- 반응도 조절을 위한 반사체 운전 방법
- 재장전을 위한 연료 카트리리지
- 지역적 핵연료 주기센터
- 질화물 관련 핵연료 주기기술 개발

냉각재로 고려되고 있는 납 합성물의 장점은 중성자 측면에서 매우 우수하며 비등점이 높고 증기압이 낮으며 노심의 기포계수가 음을 가진다. 또한 장주기 노심이 가능하도록 개선된 안전설비가 포함된 단순하고 낮은 가격으로 원자로 계통을 설계할 수 있다. 특히, LFR의 경우 에너지 생산뿐만 아니라 담수 및 수소생산에도 이용이 가능하다. 또한 소듐(Na)에 비해 더 높은 운전온도를 보장하여 열효율을 높이는데 기여할 뿐만 아니라 소듐의 가장 큰 문제점인 화재에 의한 폭발 가능성이 없다는 장점이 있다. 하지만 밀도와 용융점이 높으며 독성이 있고 납 합성물에 의한 부식방지 기술의 확보와 ^{210}Po 의 활성화, 혼합폐기물에 대한 부담, 그리고 자료의 부족 등의 단점이 있다. 이러한 문제점을 해결하기 위하여 비교적 자료와 경험이 풍부한 러시아의 경험들을 조사 및 검증할 필요가 있을 것이다. 표 6.1-3에서는 액체금속 냉각재인 소듐, 납, 납 합성물의 물성치를 비교하였다.

LFR을 위한 납 합성물 기술의 주요 현안은 중금속 관련 냉각재 기술과 관련하여 순도제어기술, 운전조건에 따른 부식을 제어, 구조재의 기계적인 물성치 확보, 실제 운전조건에서의 열수력적 특성분석, 산화물 코팅에 따른 접촉 열 저항, 그리고 ^{210}Po 활성화 감소방법에 관한 연구가 필요하다. 또한 증기발생기와의 직접적인 접촉으로 인한 액체금속 취화에 의한 터빈 손상과 터빈 표면의 납 합성물 부식, 그리고 ^{210}Po 에 의한 터빈 오염을 면밀히 조사·분석하여야 한다. 그림 6.1-2는 LFR 중에서 러시아에서 제안한 SVBR-75/100의 원자력시스템을 보여주고 있다. 이 원자력시스템은 용량이 75~100 MWe로 이산화 우라늄 핵연료를 사용하고 냉각재로는 납 합성물을 사용하며 비순환 핵연료주기를 채택하고 있다. 소용량의

모듈화된 시스템으로 경수로보다 3배 정도의 연소도를 가질 수 있다. 그리고 피동형 붕괴열 제거계통을 가지고 있으며 열용량이 크며, 높은 열적반응시간 상수를 갖고 있다. 그러나 원자로의 안전성을 입증해야하는 현안을 가지고 있다.

6.1.3 용융염 냉각로 [8,9]

용융염 냉각로(Molten-Salt Reactor)는 기본적으로 열중성자로이며 감속재로 흑연이 사용된다. 용융 불화염 핵연료와 핵분열 생성물이 불화염(fluoride salt)에 함께 녹아서 유동하며, 운전 중 제거되기도 하고 투입되기도 한다. NaF 또는 ZrF₄ 염은 비등점이 높아 고온에서 낮은 압력으로 운전이 가능하며, 결과적으로 시스템 압력에 의한 구조물 응력을 낮출 수 있는 장점이 있다. 그리고 운전온도가 높아 열 효율성이 우수하며 피동 냉각 개념과 액체연료 덤프 등 고유 안전성이 향상된 개념의 원자로이다. 또한 제 4세대 원전의 목표와 부합하여 방사성폐기물의 소멸 처리 원자로로 이용할 수 있으며 전기생산에도 효율적이고 장기적으로는 수소생산에도 이용할 수 있다. 또한 초장주기 핵분열생성물 처리에도 이용 가능하다. 그림 6.1-3은 MSR 시스템의 개략적인 구성을 보여준다.

MSR은 고연소도 확보와 아메리시움과 큐리움, 핵분열생성물의 처리 등 일반 고체 연료를 사용하는 원자로의 여러 가지 문제점을 쉽게 극복할 수 있다. 그리고 MSR의 개념은 1950년대부터 이용되어 ARE(Aircraft Reactor Experiment)와 MSRE(Molten Salt Reactor Experiment) 등의 경험이 축적되어 왔기 때문에 제 4세대 원전을 위한 설계의 문제는 그다지 어렵지 않을 것으로 예상된다. 표 6.1-4는 기존에 개발되어 온 MSR을 제 4세대 원전에 적용하기 위해 요구되는 기술 현황을 나타내었다. 이상에서 보듯이 MSR은 용융 불화염 연료에서 희소 악티나이드와 란타나이드 등의 물질들이 용해될 수 있게 하여야 하고, 운전 기간 동안 용융염의 화학적인 성질과 핵연료 처리에 관한 연구가 병행되어야 한다. 또한 운전온도에서의 초기 용융염과 방사화된 용융염과의 비교 분석도 필요하다. 그리고 냉각재가 용융염이므로 특정 유동부분에서 응고되는 현상이 발생할 수 있다. 특히 일차측의 열 순환기에서 금속의 착화현상에 관한 연구가 수행되어야 할 것이다. 그리고 핵연료 주기와 관련된 재처리 기술개발 현황도 문제점으로 대두된다. 실제 MSR의 성능평가 단계에서는 핵연료의 개발과 용융염의 반응단면적 및 특성 자료

를 확보해야 한다. 또한, 재료의 수명과 관계있는 부식과 파손 현상도 고려해야 하며 이와 더불어 트리튬의 제어 기술도 확보해야 한다. 보다 안정적인 흑연 감속재의 기술개발과 용융염과 관련된 제반 화학공정도 면밀히 연구되어야 할 과제로 남아있다.

6.1.4 소듐냉각 고속로 [10-12]

소듐냉각 고속로(Sodium-cooled Fast Reactor)는 기본적으로 고속로이며 재순환 핵연료주기 시스템을 채택하고 있다. 주로 전기생산과 악티나이드 처리에 이용될 전망으로 2020년도에 건설 운전될 것이다. 제 4세대 원전의 지속성 측면에서 가장 우수한 개념의 원자로로 선정되었다. 그림 6.1-4는 SFR 시스템의 개형을 보이고 있으며, 표 6.1-5는 SFR의 기본 설계 변수를 요약하였다.

제 4세대 원전에서는 대용량, 산화물핵연료, 향상된 공정기술을 지닌 원자로와 소용량, 금속핵연료, 건식공정 기술을 이용하는 개념으로 제시되었다. 대형 SFR은 자원의 효율적인 이용과 폐기물을 극소화 할 수 있어서 친환경적인 개념의 원자력시스템이라 할 수 있다. 그리고 플루토늄을 분리하는 공정은 근본적으로 배제되어 있다. 또한 피동적 안전개념을 도입하고 있으며 잔열제거 시스템에 펌프 등으로 강제대류를 할 필요가 없다. 혁신적인 설계개념과 단일화된 발전소로 경비절감에도 기여하리라 예상된다. 그러나 발전소의 재구성에서 난이도가 있으며 소듐과 내부기체와 관련된 운전사고의 위험이 잠재하고 있다. 또한 소듐은 자체적으로 양의 기포계수를 보이고 있어 안전성을 저하시킨다.

소형 SFR은 대형 원자로개념과 마찬가지로 자원의 효율적인 이용 측면에서 강점을 보이며 건식공정을 채택하여 액상의 폐기물을 배출하지 않는다. 그리고 플루토늄의 분리가 자체적으로 불가능한 개념이라 할 수 있다. 또한, 피동안전개념을 도입하여 안전성을 높였고 모듈화 설계와 소형, 단순 배치의 핵연료주기를 도입하여 경제성을 높인 개념이다. 대형 SFR 개념과 마찬가지로 소형 SFR 개념도 소듐의 자체적인 위험성은 존재하며 플루토늄과 초우라늄의 비분리성을 정량적으로 보여야하는 과제가 남아있다. 표 6.1-6과 표 6.1-7은 대형 SFR과 소형 SFR 개념들을 비교하고 있다.

SFR을 성공적으로 운전하기 위하여 우선 핵연료와 재료 측면에서 희소 악티나이드를 포함하고 있는 핵연료를 원격조정으로 가공하는 기술을 확보하여야 하며, 재처리된 핵연료의 성능을 평가하여야 한다. 원자로 시스템 측면에서는 경제성과 발전소의 효율성을 제고하여야 하며 내부 점검과 유지·보수기술을 향상시켜야 한다. 발전소의 균형적인 이용을 위하여 증기발생기의 신뢰도를 높여야 하며 초임계 이산화탄소 Brayton 주기를 고려해야 한다. 아울러 안전성 향상을 위하여 천이 거동이나 사고 시에 피동적 안전설비의 검증이 있어야 하며 잔해 물질(debris)의 냉각성과 재 임계 가능성도 조사하여야 한다. 또한 습식공정의 기술적인 측면도 개선되어야 하는데 그 중에서 핵연료 피복재 제거 시 분말처리공정, 초과된 우라늄의 추출을 위한 결정화 방법, 우라늄/플루토늄/넵투늄의 공통추출 방법과 아메리시움, 큐리움의 소량 석출, 그리고 소결체의 성형공정의 단순화 등이 있다. 건식 공정에서도 마찬가지로 경수로의 사용후 핵연료를 금속화하는 과정에서 부속적인 생성물을 감소시키고 금속핵연료에서 초우라늄을 회수하는 기술을 향상시켜야 하며 폐기물의 감소에도 지속적인 노력을 기울여야 할 것이다.

6.1.5 초임계수 냉각로 [13,14]

초임계수 냉각로(Super Critical Water Reactor)는 가임계(pseudo-critical) 근처에서 물리적인 성질의 변화가 극심한 성질을 이용한 가압경수로이다. 노심의 압력은 22.1 MPa 보다 높고, 온도도 280~550 °C 정도의 초고온으로 운전하여 상(phase)의 변화가 없으며 일차계통의 증기를 직접 터빈으로 보내는 시스템을 채택하고 있다. 따라서 45% 정도의 고효율을 달성할 수 있게 설계된다. 그림 6.1-5는 SCWR 노형 중에서 동경대의 오카 등이 제시한 SCLWR-H의 안전계통도를 나타내고 있다.

이처럼 SCWR은 고효율과 단일상의 단순화된 설비를 장점으로 가지고 있다. 또한 증기발생기와 가압기가 필요 없고 높은 비체적과 저밀도로 장주기 운전을 가능하게 한다. 그리고 냉각재의 용량을 줄일 수 있으며 높은 열 유속에서 열전달 감소 현상으로 핵 비등 현상의 완화에도 도움이 된다. 한편 SCWR은 부식과 응력으로 인한 파손현상에 노출되어 있다. 그리고 냉각재의 자연 순환이 어렵고 두꺼워진

재질로 인한 고압유지, 복잡화된 설계, 직접적인 냉각재 순환으로 인한 터빈의 손상 등의 단점으로 가지고 있다. 표 6.1-8은 일본에서 제시한 SCLWR-H와 ABR, 그리고 EPR과의 특성을 비교한 것이다. 기존 LWR과 비교하면 핵연료 피복재와 니켈 합금을 사용한 것이 특징적이며, 증기의 유속이 현저히 낮음을 알 수 있다. 열중성자로인 SCWR과 함께 고속중성자 스펙트럼을 이용하는 SCWR 개념도 제안되었다. 혼합핵연료와 희소 악티나이드의 다중 재순환을 채택하고 있으며 80,000 MWd/t의 장주기 운전이 가능하며, 일본의 개선된 습식공정을 이용하는 경우 핵 비확산에도 기여할 수 있다. 또한 고속 SCWR은 다중 재순환 핵연료주기를 통해 비순환 주기보다 두 배 정도의 연료를 효과적으로 사용할 수 있으며 폐기물의 생산을 줄이고, 부식효과를 감소시키는 개념이기도 하다.

SCWR은 설비 면에서도 파이프와 밸브 등을 줄여 안전성도 향상시키고 냉각수 재순환을 하지 않으므로 부식으로 인한 생성물을 줄일 수 있다. 그러나 고온, 고압에서 운전하므로 추가적인 주의를 요하며 터빈의 손상도 고려하여야 하며, 피동안전 설비도 검증해야 한다. 농축도 5% 정도의 우라늄을 사용하고 고 효율성으로 인해 지속성 측면에 효과가 있는 것으로 판단된다. 또한 기존 경수로를 약간만 수정 또는 개선만 하면 SCWR로 전환이 가능할 수 있다. 경제성면에서는 증기 발생기와 가압기, 증기분리기, 재순환계통, 그리고 제트펌프 등의 제거와 원자로 압력용기의 소규모화, 원자로 냉각펌프, 증기관과 저압터빈의 소형화로 인해 많은 이득이 있는 것으로 검토되었다.

SCWR의 연구방향은 우선 핵연료와 재료 측면에서는 부식과 응력에 견딜 수 있는 신 재료를 개발하는 것이다. 방사선에 의한 조사와 온도, 그리고 물과의 화학반응으로 인한 재료의 부식효과와 기계적인 응력으로 인한 파손에 견딜 수 있는 합금 물질을 개발하고 이에 대한 조사시험이 필요하다. 그리고 온도와 밀도에 따른 방사화 메커니즘을 면밀히 조사하고, 수소, 물, 산소, 그리고 기타 라디컬과의 화학적 반응성을 분석하여야 하며, 전기 화학적인 반응을 억제할 수 있는 수화물이나 금속의 효용성도 같이 연구되어야 한다. 핵연료나 기타 노심내의 재료 내부에서 생길 수 있는 기포나 헬륨의 생성도 간과해서는 안 된다. 이와 더불어 방사화에 따른 재료의 응력 변화에도 연구가 진행되어야 하고, 강도와 연성, 피로해석 등 광범위한 기계적인 변화도 고온, 고압의 SCWR에서는 중요한 연구과제가 된

다. SCWR 개념은 이러한 요인들로 인해 발생하는 여러 가지 불확실성들을 줄여 안전성을 향상시켜야 하며 아울러 임계유속 실증실험, 냉각재 상실사고 실험과 함께 코드검증 등을 통해 안전성을 증명해야 한다.

SCWR의 핵연료주기는 열중성자로의 경우 기존의 핵연료주기를 그대로 따르지만 새로운 피복재 개발과 핵연료집합체의 설계와 감속재의 추가에 따른 영향을 고려해야 한다. 고속스펙트럼을 이용하는 경우 향상된 습식공정을 사용하는 혼합 핵연료로의 재처리를 제안하고 있다.

6.1.6 초고온 원자로 [15-19]

2020년경에 도입될 초고온 원자로(Very High Temperature Reactor)는 모듈화 형태로 헬륨기체 냉각방식으로 냉각재 출구온도가 900℃를 초과하여 운전 중 핵연료 온도는 1250℃를 넘게 된다. 따라서 전기생산에 효율적이며 수소생산을 포함한 광범위한 고온관련 응용이 용이하다. PBMR과 GT-MHR을 기초로 하는 VHTR 원자로는 흑연을 감속재로 이용하며 헬륨기체를 냉각재로 사용하고 비순환 핵연료주기를 채택하는 열중성자로 개념이다. 특히 피동적 안전성과 지속성의 특성이 우수하며 다른 열중성자로에 비해 중성자 경제성 면에서 고연소도를 달성할 수 있는 우수한 시스템이라 할 수 있다. 그림 6.1-6은 VHTR의 개략적인 모형을 나타내고 있다.

VHTR 원자력시스템의 기초기술은 Dragon, Peach Bottom, AVR, THTR, Fort St. Vrain과 같은 고온기체 냉각로를 기반으로 하여 PBMR이나 GT-MHR의 기술을 향상시킨 원자력시스템이라 할 수 있다. 최근 일본에서는 HTTR, 중국에서는 HTR-10 원자로를 개발하여 실증연구를 진행 중에 있다. 이러한 신 개념의 VHTR 원자력시스템을 위해서는 자료구축이 우선적으로 수행되어야 할 것이다. 표 6.1-9는 VHTR을 위한 원자로 설계변수들을 나타내고 있다. 기존 신 개념의 원자력시스템과 마찬가지로 VHTR에서도 핵연료와 재료의 개발이 필요하다. 특히 노심의 출구온도가 850~1000℃ 정도 혹은 그 이상까지 상승할 수 있으며, 핵연료의 온도는 1800℃까지 올라가고 150,000~200,000 MWd/t 정도의 초장주기 운전을 계획하고 있으므로 재료의 건전성이 신뢰할 수 있어야 한다. 또한 VHTR 원자로의 발전

의 용도뿐만 아니라 고온을 이용하여 수소생산의 용도로도 사용할 예정이므로 이러한 화학적 공정의 기술의 검증도 필수적이다. 또한 고온원자로에서는 안전성을 반드시 확보하여야 하고 핵분열생성물의 처리와 헬륨에 의한 터빈의 성능 영향도 같이 연구되어야 한다. 그리고 모듈화 시스템의 연구와 고온의 이용방안을 모색해야하는 과제도 남아있다.

Table 6.1-1 GEN-IV reactor systems

Reactor type	Best case deployment date
GFR (Gas-Cooled Fast Reactor System)	2025
LFR (Lead-Cooled Fast Reactor System)	2025
MSR (Molten Salt Reactor System)	2025
SFR (Sodium-Cooled Fast Reactor System)	2020
SCWR (Supercritical Water-Cooled Reactor System)	2025
VHTR (Very High Temperature Reactor System)	2020

Table 6.1-2 Characteristics of GEN-IV systems

GEN-IV system	Neutron spectrum	Coolant	Fuel	Recycle process	Coolant outlet temperature
GFR	Fast	Gas	Carbide	Aqueous (or Pyro)	850°C
LFR	Fast	Pb or Pb-Bi	Nitride	Pyro	550 ~ 800°C
MSR	Thermal	Salt	Salt	Salt process	700°C
SFR	Fast	Na liquid metal	Metal/MOX	Pyro/Aqueous	520 ~ 550°C
SCWR	Thermal/Fast	Supercritical water	Oxide	Aqueous	550°C
VHTR	Thermal	Gas	Triso	Once-through	1000°C

Table 6.1-3 Comparison of liquid metal coolants

Property		Unit	Na	Pb	Pb-Bi
Atomic number			11	82	
Atomic weight			22.9	207.2	
Melting point		°K	371	600.4	398
Boiling point		°K	1156	2018	1943
Heat of liquidation		kJ/Cg	114.8	24.7	38.8
Heat of vaporization		kJ/Cg	3871	856.8	852
Density	Solid (293K)	kg/m ³	966	11340	10470
	Liquid (723K)		845	10520	10150
Specific heat	Solid (293K)	kJ/kg°K	1.23	0.127	0.128
	Liquid (723K)		1.269	0.147	0.146
Thermal conductivity	Solid (293K)	W/m°K	130	35	12.6
	Liquid (723K)		68.8	17.1	14.2
Kinetic viscosity		m ² /s	3.0×10 ⁻⁷	1.9×10 ⁻⁷	1.4×10 ⁻⁷
Pr			0.0048	0.0174	0.0147
Surface tension		mN/m	163	480	392
Volume change for melting		%	2.6	3.6	0.5
Capture cross-section		Mb	0.67	3.6	3.4
Scattering cross-section		b	4	7.5	7.55
Cost		\$/pound	0.17	0.25	1.75
Chemical reactivity			high	moderate/dust	moderate/dust

Table 6.1-4 Design requirements of MSR

Reactor parameter	Previous experiment	GEN-IV
Net power	8 MWth	1000 MWe
Net thermal efficiency	44%	44 ~ 50%
Fuel	NaF-BeF ₄ -UF ₄	NaF, ZrF ₄
Inlet temperature	550~648 °C	~566 °C
Outlet temperature	650~815 °C	~704 °C
Vapor pressure	70 psi	< 0.1 psi
Fuel composition	Pu, U, Th	MA, Pu
Moderator	Graphite	Graphite (Thermal burner)
Power cycle	Steam	Multi-reheat He Brayton

Table 6.1-5 Design parameters of SFR

Parameters	Reference value
Outlet temperature	530~550 °C
Pressure	~1 atm
Rating	1000~5000 MWth
Fuel	Oxide or metal alloy
Cladding	Ferritic or ODS ferritic
Average burnup	150,000~200,000 MWd/t
Conversion ratio	0.5~1.3
Average power density	350 MWth/m ³

Table 6.1-6 Large-size SFR concepts

Type	Size (MWe)	Fuel	Outlet temperature (°C)	Fuel cycle	Country	Sponsor
JSFR (loop)	1500	MOX	550	Wet	Japan	JNC
BN-800 (pool)	800	MOX	550	Wet/Dry	Russia	IPPE (Obninsk)
PNR-1500 (pool)	1500	MOX	545	Wet	France	CEA
CPFR (pool)	1500	MOX	545	Wet	U.K.	NCC Ltd.

Table 6.1-7 Small-size SFR concepts

Type	Size (MWe)	Fuel	Outlet temperature (°C)	Fuel cycle	Country	Sponsor
S-PRISM (pool)	760	U-Pu-MA-Zr	510	Dry	USA	GE
M-JSFR (pool)	500	U-Pu-MA-Zr	530	Dry	Japan	JNC
KALIMER (pool)	150	U-Pu-MA-Zr	530	Dry	Korea	KAERI
AFR (loop)	300	U-Pu-MA-Zr	510	Dry	USA	ANL

Table 6.1-8 Characteristics of SCLWR-H and LWR

Parameters	Unit	SCLWR-H	ABWR	EPR
Thermal/electric power	MW	3586/1570	3926/1356	4272/1525
Thermal efficiency	%	44	35	35
Coolant circulation		Once-through	Recirculation	Once-through
Reactor pressure	MPa	25	7	15.5
Core inlet/outlet temperature	°C	280/508	278/287	292/327
Core flow rate	t/s	1.8	14.5	21.0
Fuel material		UO ₂ /MOX	UO ₂ /MOX	UO ₂ /MOX
Cladding material		Ni Alloy	Zircaloy	Zircaloy
Steam cycle		Direct	Direct	Indirect
Steam pressure	MPa	24	7	7
Steam enthalpy	kJ/kg	3207	2772	2772
Steam flow rate	m ³ /s	22	60	67

Table 6.1-9 Design parameters of VHTR

Reactor parameters	Previous experience	Value needed
Reactor power	600 MWt	600 MWt
Net plant efficiency	48%	N/A
Coolant inlet/outlet temperature	491/850°C	640/1000°C
Average power density	6 MW/m ³	5~10 MW/m ³
Reference fuel compound	TRISO-coated particles in blocks or pebbles	ZrC-coated particles in blocks or pebbles

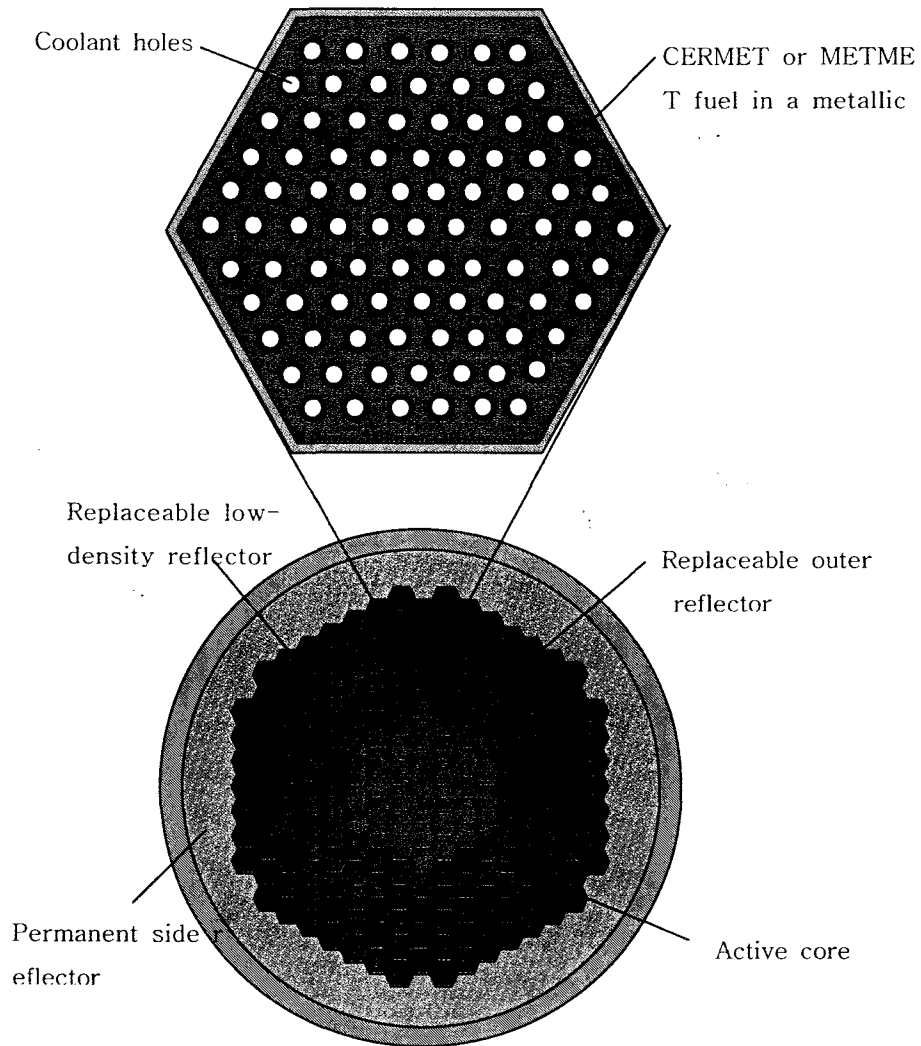
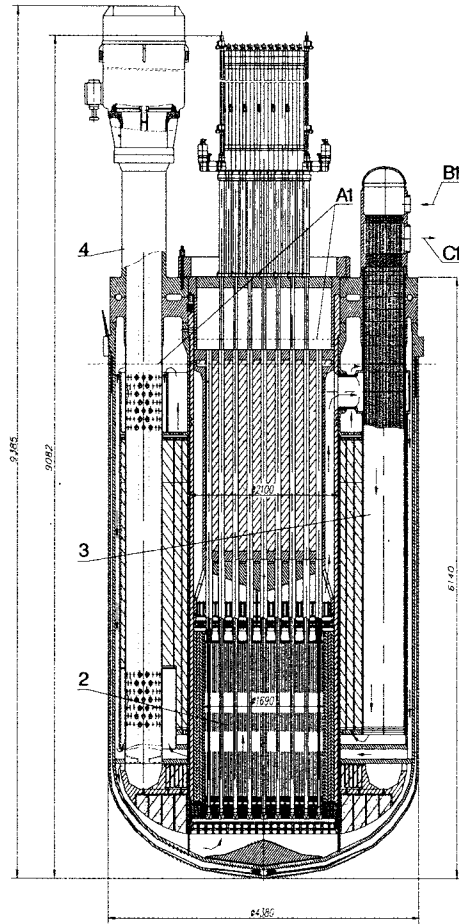


Figure 6.1-1 Configuration of a GFR core



2: Reactor	A1: Coolant free levels
3: SG module	B1: Boiler water
4: Main pump	C1: Superheated steam

Figure 6.1-2 Configuration of an LFR core (SVBR-75/100)

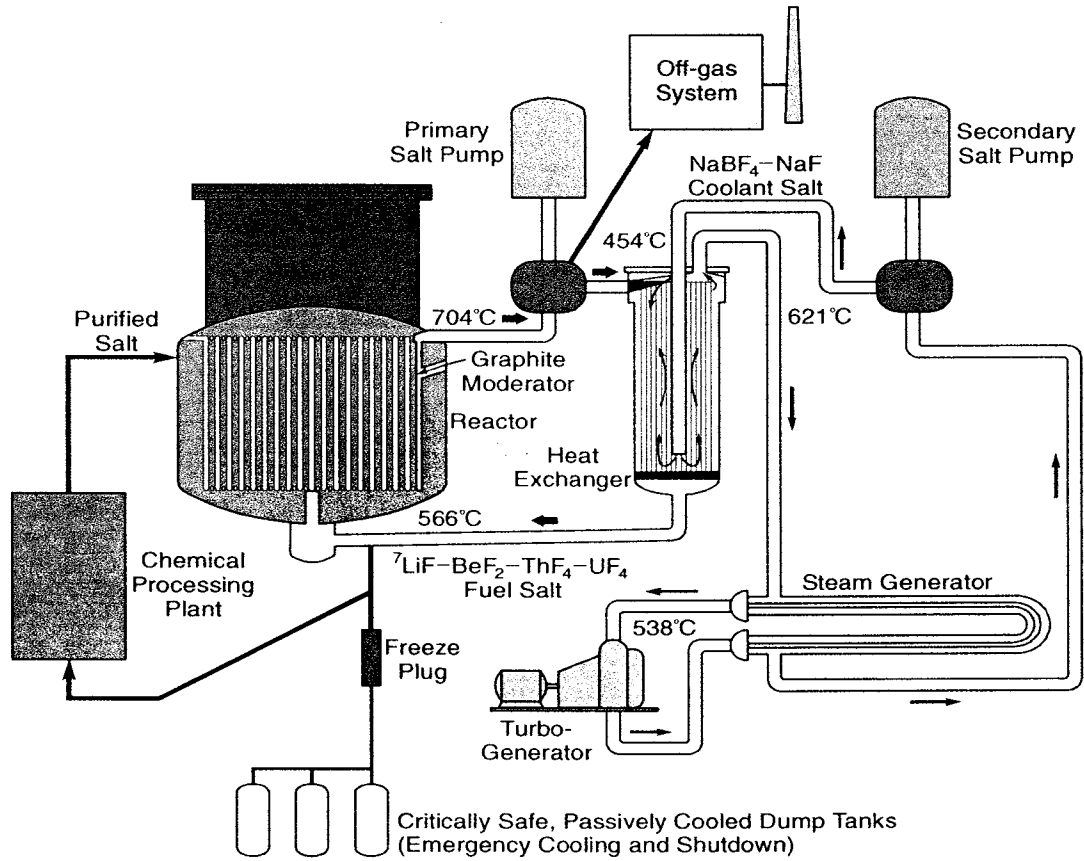


Figure 6.1-3 Configuration of an MSR system

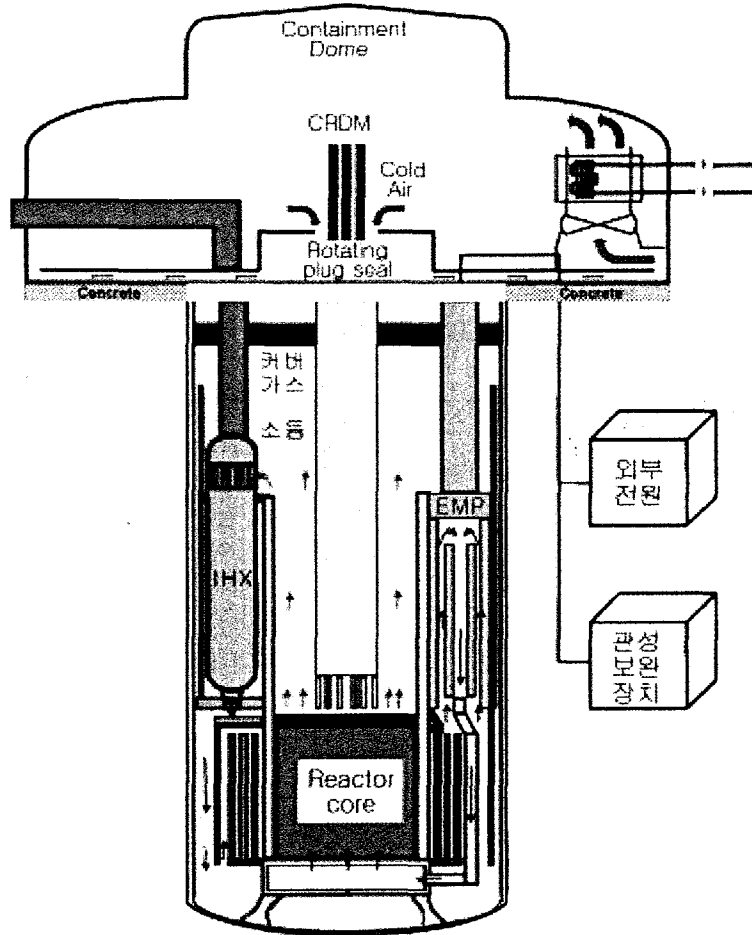


Figure 6.1-4 Configuration of a SFR core (KALIMER)

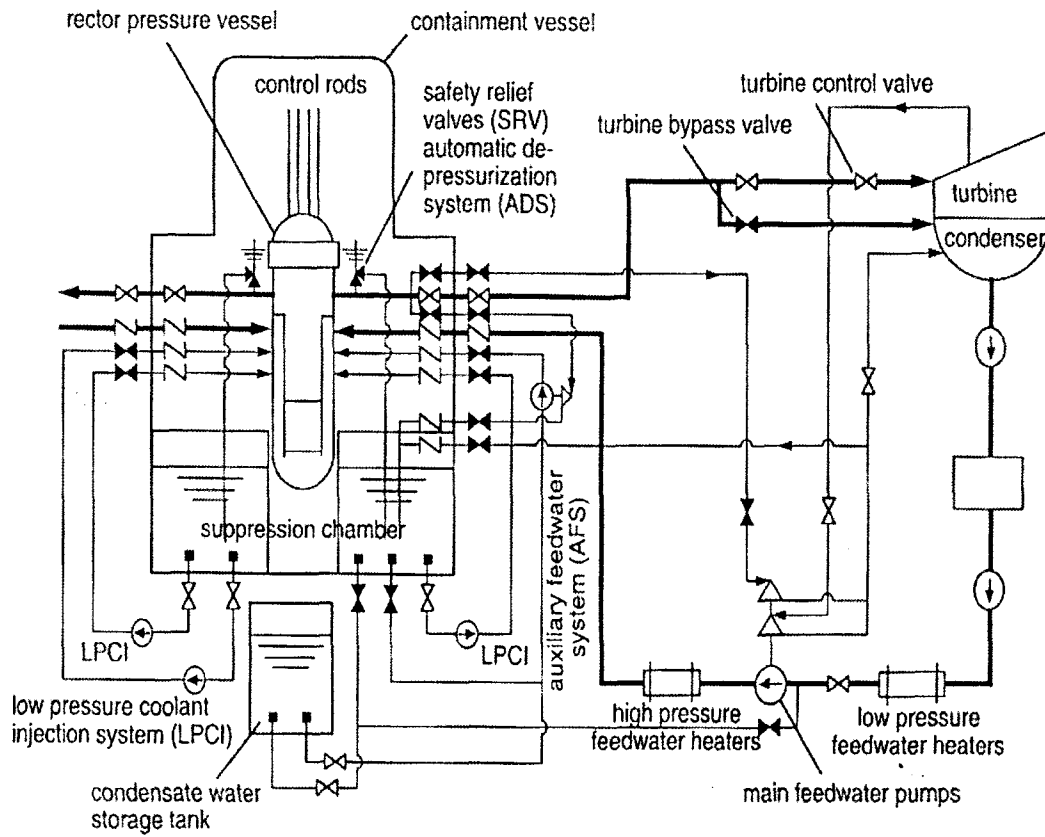


Figure 6.1-5 Configuration of a SCWR system (SCLWR-H)

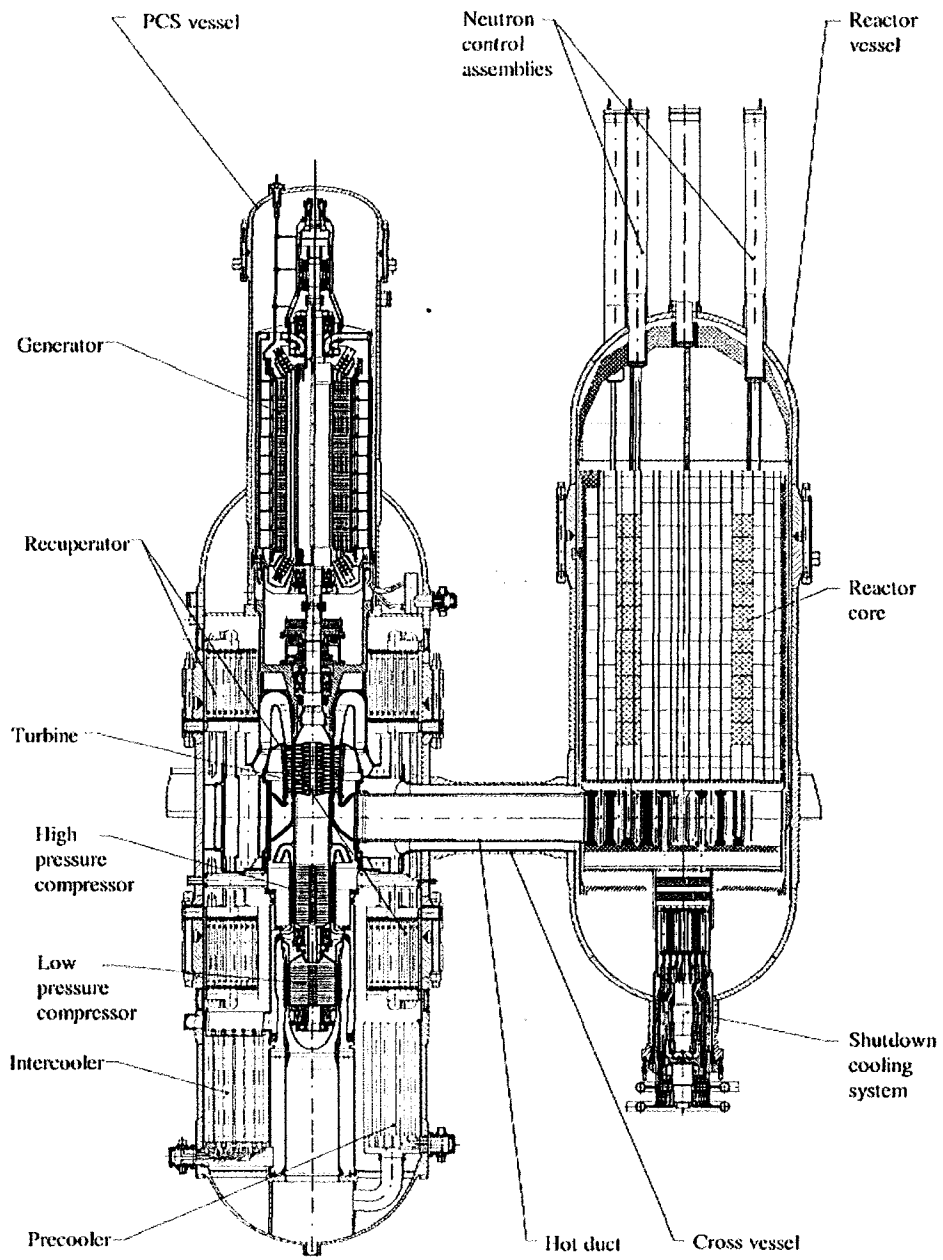


Figure 6.1-6 Configuration of a VHTR system (GT-MHR)

6.2 소듐냉각 고속로 예비 분석

건식 재가공 핵연료의 활용 가능성을 파악하기 위하여 향후에 설치될 가능성이 높은 세계 각국의 액체 금속로의 핵 및 열 물리적 설계 개념을 보다 상세히 검토하였다. 액체 금속로 내에서는 원자로의 중성자 스펙트럼이 강화되어 ^{238}U 과 같은 증식성 물질을 핵분열성 물질로 변환하는 기능이 경수로에 비하여 현저히 높아, 우라늄 자원의 활용도로 볼 때, 경수로의 경우 2~3%에 불과한 반면, 액체 금속로를 도입하는 경우 70~80%로 현저히 높일 수 있다. 이와 같은 장점은 과거 액체 금속로 연구 개발에 핵심적인 동기로 작용하였으며 현재도 마찬가지라고 할 수 있다.

최근에 개발 중인 액체 금속로의 기술은 핵연료 주기기술과 밀접하게 연관되어 있다. 즉, 액체 금속로 개발의 목표는 핵확산 저항성 핵연료주기 개발 및 장수명 방사성폐기물 양의 축소는 제 4세대 원전 프로그램의 목적에 부합한다. 이는 경수로에서 연소된 핵연료의 재사용 및 새로이 건설되는 신 개념의 원자로 모두에게 적용할 수 있어야 한다. 액체 금속로는 소듐 및 납 냉각재 원자로로 구분될 수 있다. 표 6.2-1은 제 4세대 원전으로 고려되고 있는 액체 금속로를 보여주고 있다.

액체 금속로에서 사용 가능한 핵연료는 크게 산화물 핵연료, 금속 핵연료 및 질화물 핵연료로 나눌 수 있다. 각 핵연료의 특성을 정리하면 표 6.2-2와 같다. 그러나 이는 개략적인 것이며 실제 그 성능은 원자로 조건과 함께 고려해야 할 것이다. 핵연료의 화학적 형태는 열적기계적 특성을 결정하므로 원자로 내에서의 핵물리적인 거동을 좌우한다. 현재 제 4세대 원전 프로그램에서 고려되고 있는 액체 금속로의 설계 개념에 의하면 핵연료의 처리 및 처분을 원자로 설계 시 모두 고려하여 개발하게 되기 때문에, 핵연료의 제작기술의 개발이 원자력 플랜트의 설계와 밀접하게 관련 되어있다. 이에 관련된 연구 개발은 계속될 것이며, 이를 통하여 지속 가능한 원자력의 이용이라는 목적이 달성될 수 있을 것이다. 따라서 어떠한 종류의 핵연료를 선택할 것인가를 평가하는 것은 다각적 노력이 필요하다.

6.2.1 소듐냉각 고속로 기술 현황

소듐 냉각로는 과거 미국, 러시아, 프랑스 및 일본에서 건설되었으나 성공적으로 운영되지 못한 경우가 많았다. 그 원인을 모두 종합하여 분석한 결과, 대부분이 소듐과 관련된 크고 작은 사고 때문이라는 것이 알려졌다. 소듐의 가장 큰 단점은 물과 매우 격렬하게 반응한다는 점일 것이다. 따라서 현재 제 4세대 원자로에 포함되어 있는 소듐 원자로는 기존의 일반 설계개념을 보완하고 수동적 안전개념을 도입하여, 소듐이 가지고 있는 장점을 이용하고자 하는 것이다. 소듐은 중금속 냉각재 보다는 펌핑을 하기 용이하고, 구조재의 마모가 적으며, 공학적으로 매우 많은 응용 경험이 축적되어 있다는 장점을 보유하고 있다. 기존의 건설된 소듐 고속로의 단점을 극복하는 새로운 액금로의 대표적인 것으로는 미국 General Electric사의 S-PRISM 및 ANL의 AFR-300 개념 등을 들 수 있다.

S-PRISM은 소듐 고속로의 대표적인 예인데, 원자로심은 풀 형태의 냉각재 내에 위치한다. S-PRISM의 핵심적인 특성(표 6.2-3)은 수동적 잔열제거, 비정상상태(ATWS)에 대한 수동적 대응능력, 수동적 원자로 공동(cavity) 냉각 및 주요 안전기능에 대한 자동화라 할 수 있다. S-PRISM 기준 원자로심은 금속연료로 되어있으나, 산화물 핵연료도 사용이 가능하다. 원자로의 모듈에 적은 수의 핵연료 집합체가 장전되므로 압력용기 안에서의 핵연료 취급 시간이 최소화되었으며 내부의 블랭킷을 노심 주변영역으로 이동시킬 수 있게 되어 있어서 반경방향의 출력 분포를 평탄하게 할 수 있다. S-PRISM의 노심에는 9 개의 제어봉 집합체 및 3개의 2차 집합체가 위치한다. 핵연료 집합체는 6년간의 노심 수명 동안 원자로심에 위치하며, 매 2년마다 1/3의 노심이 교체된다.

AFR-300은 300 MWe 출력을 할 수 있는 금속연료를 사용하는 원자로이다. AFR-300은 EBR-II의 설계 개념을 기초로 개발된 것으로 그 주요 설계 목표는 천연 및 가공된 핵연료 자원의 활용도 극대화, 고유 안전 특성, 핵폐기물 감소 및 핵 비확산성이다. AFR-300은 고온야금을 이용한 핵연료 제조법을 이용하게 되는데, 이는 고준위 방사성의 우라늄-플루토늄 금속 합금을 단시간에 새로운 핵연료 봉의 형태로 제조할 수 있다. AFR-300 플란트의 설계변수는 표 6.2-4에 정리되어 있다. AFR-300의 노심은 EBR-II에서 검증된 수동적 안전장치들을 그대로

로 유지하고 있으며 운전 여유도가 매우 높고, 일차계통의 압력이 낮으며 반응도 궤환에서 유리하다. 원자로 노심은 이중벽의 소듐탱크에 잠겨있으며, 일차계통 전체는 대기압에서 운전하게 되어 있다. 이 일차 소듐탱크 내에 원자로 부품들은 파이프로 연결되어 있으며 파이프가 파괴되어도 소듐이 일차 소듐탱크 내에 머무르게 된다. 노심에서 발생한 열은 중간 열교환기를 통하여 이차 소듐루프로 전송된다. 소듐탱크 내에 위치하는 일차 소듐루프는 단열상태가 되기 때문에 열응력을 받지 않는다. 일차 순환펌프가 손상된 경우에는 자연대류에 의하여 열전달이 이루어지며 이차계통에는 밸브가 전혀 없이 설계된다.

6.2.2 소듐냉각 고속로 기준노심

현재 가동 중인 원자로와 다른 개념의 핵연료와 냉각재 등을 사용해 안전성과 경제성을 크게 향상시키고 방사성 폐기물을 획기적으로 줄일 수 있는 원자로를 목표로 제 4세대 원전 개발이 착수되어 6개의 원자로 노형이 제 4세대 원전 국제포럼에 의해 선정되었다. 그 중에서 소듐 및 납 냉각 고속로와 같은 액체 금속로는 고속중성자를 이용하여 핵분열반응을 일으켜 전기에너지를 생산함과 동시에 비핵분열성 물질인 ^{238}U 을 핵분열성 물질인 ^{239}Pu 로 변환시키는 원자로로서, 경화된 중성자 스펙트럼을 이용하여 우라늄의 이용효율을 획기적으로 높이는 원자로 개념이다. 액체 금속로와 관련된 최근의 연구는 핵연료주기의 핵 비확산성 및 장주기 방사성물질을 감소시키기 위한 사용 후 핵연료 재처리 기술개발에 초점이 맞추어져 있다.

소듐은 중성자 흡수단면적이 작고, 낮은 용융점, 높은 열전도도 그리고 낮은 냉각재 펌프 요구량 때문에 액체 금속로의 냉각재로서 널리 사용되어 왔다. 그러나 소듐은 화학적으로 물과 반응할 경우 중대사고의 위험을 안고 있으며, 기화될 경우 노심에 정반응도가 삽입되어 과도사고 시 노심의 안전을 저해하는 요인이 된다. 본 연구에서는 제 4세대 원전 국제포럼에서 추천하는 원자로 중 SFR에 건식재가공핵연료의 적용가능성을 평가하였다. 건식재가공핵연료를 사용하는 경우에 대한 SFR의 핵연료주기 및 물질흐름을 분석하기 위하여, 재순환 평형핵연료주기에 대한 노심해석을 수행하였다.

소듐냉각 고속로 기준노형선정

건식재가공 핵연료의 소듐 고속로에의 적용가능성을 평가하기 위하여, 우선 기준 원자로의 노형을 결정하는 것이 필요하다. 기준원자로의 요건은 사용 후 핵연료로부터 초우라늄의 분리과정이 필요하지 않는, 블랭킷이 없고 평형핵연료 주기에서 핵분열성 물질을 자급자족할 수 있는 노심이다. 소듐 고속로 사용후 핵연료 재순환에 사용되는 건식재처리 기술은 산화물핵연료, 즉 UO_2 와 PuO_2 의 혼합물의 처리를 위해 개발되어진 용융염과정을 근간으로 한다. 일반적으로 산화물핵연료에 포함된 산소의 감속효과 때문에 산화물핵연료가 장전된 노심은 금속핵연료가 장전된 노심에 비해 열화된 중성자 스펙트럼을 나타내며, 이에 따라 산화물핵연료가 장전된 노심의 증식비는 금속핵연료가 장전된 노심보다 작다.

액체금속을 감속재로 사용하는 원자로는 대표적으로 미국의 IFR(Integral Fast Reactor), 유럽의 EFR(European Fast Reactor), 한국원자력연구소에서 연구/개발 중인 KALIMER(Korea Advanced Liquid METal Reactor)를 비롯하여 많은 원자로가 있다. 이 중 KALIMER의 경우, 핵연료 집합체 및 노심제원에 관한 정보획득이 용이하고 노심해석체계의 습득 및 이용이 용이하여 건식재가공 핵연료를 사용하는 기준 액체 금속로 형태로 고려되었다. 하지만, KALIMER는 전기출력 150 MW (열출력: 392.2 MW)의 U-Pu-10%Zr 금속핵연료를 사용하는 원자로로서 건식재가공 핵연료 사용 시 증식비가 1.05에 이르지 못하여, 좀 더 큰 크기의 원자로인 BN-600을 근간으로 한 원자로형태를 고려하였다. BN-600은 러시아에서 1970년에 착공하여 1980년 운전을 시작한 풀형 소듐냉각 원형로로서, 전기출력 600 MW (열출력: 1470 MW)이고 UO_2 - PuO_2 산화물 핵연료를 사용한다.

따라서 그림 6.2-1과 6.2-2에 보는바와 같이, 본 연구에서는 건식재가공 핵연료를 사용하는 기준노심으로써 두 가지 형태의 원자로를 구성하였다. 첫 번째 노심(CASE I)은 1999년에 시작된 국제원자력기구에서 후원하는 협동연구(Coordinated Research Project)에 의해 수행된 BN-600 복합 노심을 참조로 하여 구성하였고, 두 번째 노심(CASE II)은 실제 가동 중인 원자로를 고려하기 위하여 원래의 BN-600 노심을 참조하여 구성하였다.[20] BN-600 복합 노심의 격자피치는 9.9 cm이지만 첫 번째 노심의 경우 핵연료다발 수가 작기 때문에 KALIMER에 준하는

격자피치인 16.1 cm가 되도록 하였다. 두 후보 원자로에 대하여 원자로 노심은 블랭킷이 없는 내부노심과 외부노심의 두 영역으로 구성하였으며, 냉각재 기포반응도 계수를 줄이기 위하여 외부노심 영역에 가스 팽창 모듈을 배치하였다. 본래의 BN-600 노심과 달리 노심의 축방향은 단순화하여, 노심하부에 100 cm 두께의 하부차폐 영역과 노심상부에 20 cm 두께의 소듐본드영역과 120 cm 두께의 핵분열 가스 공간만을 모사하였다. 두 기준노심에 대한 핵연료가 차지하는 축방향 길이는 CASE I과 II에 대하여 각각 100 cm와 110 cm이다.

노심해석 체계

노심계산은 그림 6.2-3에서 보는바와 같이 REBUS-3 코드[21]와 KAFAX-F2.2 라이브러리[22]를 이용하였다. KAFAX-2.2 라이브러리는 주로 고속로 응용에 사용되며, JEF-2.2 평가핵자료를 근간으로 한 89개의 핵종에 대하여 중성자 80군과 광자 24군으로 구성된 MATXS 형식의 라이브러리이다. ISOTXS 형식으로 구성된 노심 각 영역별 9군 유효 거시적 단면적을 생산하기 위하여 TRANSX 코드[23]와 TWODANT 코드[24]를 사용하였다. 노심해석은 ISOTXS 형식의 핵자료를 사용하여 REBUS-3와 DIF3D 코드[25]를 사용하여 수행된다.

TRANSX 코드는 TWODANT 코드로부터 생산된 RZFLUX를 이용하여 80군 중성자 라이브러리를 9군으로 축약한다. 표 6.2-5에 중성자 80군 및 9군에 대한 구조를 보였다. REBUS-3 계산에서는 연소체인에 포함되지 않은 핵분열 생성물을 LFP로 나타낸다. SFR 노심해석에서는 핵분열생성물에 대한 단면적을 핵분열 생성물의 발생률로 가중하여 한 가지 단면적으로 다루어진다. LFP는 172개의 핵분열생성물에 대한 KAFAX-E6FP [26] 라이브러리로부터 전형적인 고속로 중성자 스펙트럼을 이용하여 80군 핵자료를 9군으로 축약하여 생산한다. REBUS-3 코드의 연소 계산에 사용되는 연소체인을 표 6.2-6에 나타내었다.

6.2.3 소듐냉각 고속로 평형노심

건식제가공 핵연료의 소듐 고속로에의 적용가능성을 평가하기 위하여, REBUS-3 코드와 DIF3D 코드를 이용하여 평형핵연료주기에 대한 노심해석을 수행하였다.

앞에서 설명한 바와 같이, BN-600 변형노심을 기준노심으로 선정하였으며, 기준노심의 제원은 표 6.2-7에 나타내었다. REBUS-3 코드를 이용한 연소계산에는 육각형 노드에 대한 소격격자 노달 방법을 사용하였다.

원자로의 증식비는 핵연료 봉 직경 및 핵연료 부피 비율에 의존한다. 핵연료봉의 직경이 감소함에 따라 원자로의 임계를 유지하기 위해 필요한 핵분열성 물질의 비율이 증가하게 되며, 따라서 핵연료 원료물질의 비율은 감소한다. 따라서 증식비는 핵분열성 물질의 함유량이 증가함에 따라 감소한다. 또한, 핵연료 부피 비율이 감소함에 따라 소듐냉각재의 비율은 증가하며, 중성자 스펙트럼은 열화되고 증식비는 감소한다. 따라서 먼저 기준노심에 대한 적절한 핵연료 비율을 결정해야 한다. 적절한 핵연료 비율을 얻기 위하여, 주기 초 내부노심 및 외부노심의 초우라늄 농축도가 동일한 평형노심에 대하여, REBUS-3 코드를 이용하여 노심계산을 수행하였다. 고정된 핵연료 관리체계에 따른 평형노심에 대한 초우라늄 농축도, 증식비, 최대 출력밀도, 연소결손반응도 등과 같은 노심 핵특성을 계산하였다. 다음으로는 선정된 핵연료, 피복재 및 냉각재의 부피 비율에 대하여, 최대 출력밀도, 즉 최대 선출력 밀도를 줄이기 위하여 내부노심과 외부노심의 초우라늄 농축도가 변화하는 경우에 따른 평형노심계산을 수행하였으며, 얻어진 노심특성을 통해 적절한 초우라늄 농축도를 결정하였다.

본 연구에서는 각 핵연료다발에 대한 상세설계 및 열수력설계 등은 수행하지 않았고, 노심해석만을 수행하였다. 평형노심계산에 사용된 외부 핵연료주기 모델은 다음과 같다.

- 핵분열생성물 중 희토류원소는 95% 제거되고 그 밖의 모든 비희토류 핵분열생성물은 100% 제거된다.
- 모든 우라늄 동위원소는 100% 회수되고 초우라늄은 99.9% 회수된다.
- 재처리과정을 거치고 남은 물질은 모두 판매된다.
- 외부핵연료주기 모델에서, 원자로방출 후 냉각기간은 2개월, 재처리 기간은 8개월, 핵연료제조 기간은 8개월, 그리고 원자로 재장전 전 신핵연료 저장기간은 2개월로 가정하였다.

평형 핵연료주기에 사용된 외부공급 물질은 전형적인 경수로 사용 후 핵연료를

3년 동안 냉각시킨 후 회수한 초우라늄과 감손우라늄이다. 사용된 초우라늄의 조성은 표 6.2-8에 나타내었다. 핵연료 장전전략의 경우, 한 주기의 길이는 18개월이며, 이용율은 85%이다. 장전된 핵연료는 노심에서 세 주기 동안 머무른 후 방출된다. 핵분열성 핵연료 물질의 외부 공급 없이 자급자족할 수 있는 노심을 목표로 재순환 평형핵연료 주기계산을 수행하였다. 핵분열생성물의 제거율은 희토류원소의 경우 95%, 비희토류원소의 경우 100%로 가정되었으므로, 여유도를 고려하여 목표증식비는 1.05로 설정하였다. 또한 한 주기 동안 원자로는 임계이상을 유지한 채 운전되어야 하므로 독 물질이 포함되지 않은 원자로의 최저 임계도를 1.0으로 설정하여 평형노심에 대한 노심계산을 수행하였다.

핵연료 부피비율에 따른 노심특성

증식비는 한 주기 동안 파괴된 핵분열성 물질에 대한 새로 만들어진 핵분열성 물질의 원자수의 비로서 원자로가 추가적인 핵분열성 물질의 외부 공급 없이 자급자족할 수 있는지를 나타내는 척도가 된다. 증식비는 원자로의 중성자 스펙트럼에 크게 영향을 받으므로, CASE I과 CASE II에 대하여 핵연료다발내의 핵연료, 피복재 및 냉각재에 대한 부피분율 변화에 따른 증식비를 계산하였다. 그림 6.2-4에서 보는 바와 같이 핵연료 부피비율이 증가함에 따라 증식비는 선형적으로 증가하였고, CASE I과 CASE II의 경우에 대해서 각각 핵연료 부피비율이 47%와 48%인 경우에 증식비는 1.05 정도가 되었다.

연소결손반응도는 한 주기 당 반응도 변화의 크기를 의미하는데, 연소결손반응도가 원자로 조절계통의 정지반응도 뿐만 아니라 천이노심에서 발생하는 각 반응도에 직접적인 영향을 미치므로, 가급적 낮게 유지하는 것이 원자로 운전측면에서 유리하다. 연소결손반응도 변화 또한 원자로 내의 핵연료 부피비율의 변화에 의존하며, CASE I과 CASE II의 경우에 대한 연소결손반응도 계산결과를 그림 6.2-5에 나타내었다. 핵연료 부피비율에 따른 증식비의 영향으로 핵연료 부피비율이 높을수록 연소결손반응도는 높은 값을 나타내었다.

초우라늄 농축도에 따른 노심특성

선출력 밀도는 핵연료봉의 단위길이 당 출력으로서, 노심 내 핵연료봉의 총길이를 결정한다. 선출력 밀도는 핵연료봉의 중심온도와 밀접하게 관련되어 있으며, 핵연료 부피 당 출력을 나타내는 출력밀도에 비례한다. 노심설계에 있어서 핵연료의 용융점을 초과하지 않고 평균 선출력 밀도를 가능한 높게 하는 것이 중요하다. 최대 선출력 밀도를 줄이고 노심 내의 출력 분포를 평탄화하기 위하여 그림 6.2-1과 6.2-2에서 보는바와 같이 노심을 내부노심과 외부노심의 두 개 영역으로 분리하여 초우라늄 농축도 변화에 따른 노심 핵특성 변화를 계산하였다.

CASE I과 II에 대한 평형노심 계산결과를 각각 표 6.2-9와 6.2-10에 나타내었으며, 표에서 보는바와 같이 내부노심과 외부노심의 주기 초 초우라늄 농축도를 달리했을 경우 단일 농축도를 갖는 노심에 비해 증식비가 낮아지는 경향을 보이므로, CASE I에 대해서 핵연료 부피비율이 49%와 51%인 경우를 고려하였고, CASE II에 대해서 핵연료 부피비율이 51%와 53%인 경우를 고려하였다. 내부노심과 외부노심의 농축도가 같을 때, 즉 단일농축도 노심의 경우, 최고출력 지점은 원자로 중심에서 나타나며, 외부노심의 농축도가 증가함에 따라 노심 바깥쪽으로 이동한다. 따라서 최대 선출력 밀도는 내부노심과 외부노심의 농축도가 단일한 경우로부터 외부노심의 농축도가 증가함에 따라 감소했다가 다시 증가하는 V형의 결과를 보인다. CASE I에 대해서, 목표증식비 1.05에 도달하기 위한 내부노심과 외부노심의 농축도는 핵연료 부피비율이 49%인 경우 각각 15.04%와 17.10%이었고, 핵연료 비율이 51%인 경우 13.52%와 17.68%이었다. CASE II의 경우, 목표증식비에 도달하는 내부노심/외부노심의 농축도는 핵연료 부피비율이 51%와 53%인 경우에 대해서 각각 13.97%/18.37%와 12.65%/19.49% 이었다.

한편, BN-600의 평균 및 최대 선출력 밀도는 각각 360 W/cm와 530 W/cm이다. BN-600 노심과 비교하여 본 연구에서 고려된 노심은 블랭킷을 포함하지 않아 노심 내에 장전되는 핵연료다발은 모두 구동연료이므로 핵연료 한 다발에 할당되는 출력이 감소하기 때문에 평균 및 최대 선출력 밀도 또한 감소한다.[27] 그러므로 노심 용융사고의 가능성은 상당히 감소한다. 하지만 노심 내의 냉각재 부피비율의 감소로 냉각능력이 감소하게 되므로 핵연료봉의 중심온도는 추후 충분히 평가되어야 한다.

반응도 계수 특성

노심 내 내부노심과 외부노심의 농축도에 따른 반응도계산은 DIF3D 코드를 이용하여 수행하였다. 각 초우라늄 농축도에 대한 REBUS-3 코드의 평형노심계산으로부터 주기 초와 주기 말의 핵연료조성을 구하였다. 이 핵연료조성을 이용하여 주기 초와 주기 말에서의 냉각재 기포반응도와 핵연료 온도계수를 삼각 노드에서 유한차분법을 사용하여 계산하였다.

냉각재 기포반응도는 원자로설계에 있어서 매우 중요한 인자이다. 액체 금속로에서 소듐냉각재가 유실되면 중성자의 감속능이 감소하게 되며, 평균 중성자 에너지는 증가하고, 중성자 스펙트럼은 경화되어지며, 이는 양의 반응도효과를 유발한다. 이에 따라 소듐 고속로의 경우 기포반응도는 양의 값을 가지므로, 냉각재 기포반응도를 정확하게 평가하는 것은 매우 중요하다. 냉각재 기포반응도 값은 운전온도에서 냉각재의 밀도를 정상상태로부터 섭동상태로 변화시켜서 구하였으며 계산에 사용된 식은 다음과 같으며, 냉각재 기포는 모든 핵연료와 GEM 다발의 유효노심 내에서만 발생한다고 가정하였다.

$$\alpha_v(\text{pcm}) = 10^5 \times \left(\frac{1}{k_{\text{nominal}}} - \frac{1}{k_{\text{void}}} \right)$$

표 6.2-11과 6.2-12에서 보는바와 같이, 전체적으로 내부노심과 외부노심의 농축도의 차가 증가할수록 냉각재 기포반응도는 작아지는 경향을 보였다. 노심 중심부에서의 소듐손실은 반응도계수에 큰 양의 효과를 주지만, 노심 외곽에서 발생하는 소듐손실은 중성자누출을 증가시키므로 기포반응도에 음의 효과를 준다. 내부노심과 외부노심의 농축도차가 증가함에 따라 노심 중심부의 상대적으로 낮은 농축도 때문에 노심 중심부로부터의 반응도는 감소한다. 그리고 핵연료 부피비율이 증가하면 노심내의 소듐냉각재 부분이 상대적으로 작아지므로 냉각재 기포반응도는 감소한다. 또한 내부노심과 외부노심 농축도차가 클수록 주기 말의 기포반응도는 주기 초보다 크다. 이는 핵연료연소에 따른 플루토늄 핵종의 축적이 기포반응도 증가에 영향을 미치기 때문이다.

CASE I의 경우, 목표중식비 1.05에 도달하는 내부/외부노심의 농축도는 핵연료

부피분을 49%와 51%에 대해서 각각 15.14%/17.10%와 13.52%/17.68%이었다. 핵연료 부피분을 49%와 51%에 대한 기포반응도는 주기 초에서 각각 2756 pcm과 2418 pcm이었으며, 주기 말에서는 2782 pcm과 2521 pcm인 것으로 나타났다. CASE II의 경우, 핵연료 부피분을 51%와 53%에 대한 기포반응도는 주기 초에서 각각 2718 pcm과 2436 pcm이었으며, 주기 말에서는 2746 pcm과 2570 pcm인 것으로 나타났다. 이러한 결과는 KALIMER-600 원자로의 전 노심 기포반응도인 3000 pcm과 비교할 만하다.[28]

냉각재 기포반응도와 더불어 핵연료 온도계수는 경수로와 액체 금속로의 반응도 유입 천이노심 해석에 있어서 가장 중요한 인자중 하나이다. 핵연료 온도계수는 핵연료 원료물질의 공명영역에서의 포획에 의한 도플러효과 때문에 일반적으로 음의 값을 갖는다. 핵연료 온도계수는 경화된 중성자 스펙트럼을 갖는 노심에서는 양의 값을 갖는 경향이 있다. 중성자 스펙트럼이 경화되면 공명영역의 중성자는 줄게 되고, ^{238}U 의 공명포획반응에 기여하게 된다. 산화물핵연료가 장전된 노심의 경우, 산소에 의한 감속효과 때문에 금속핵연료 노심보다 열화된 중성자 스펙트럼을 나타내며, 핵연료 온도계수에 있어서 산화물핵연료 장전노심은 금속핵연료 장전노심에 비해 낮은 핵연료 온도계수를 나타낸다.

핵연료 온도계수는 핵연료 온도변화 당 유효증배계수의 변화로 정의되며 다음과 같은 식으로 표현된다.

$$\alpha_T(\text{pcm/K}) = \frac{k_1 - k_2}{T_1 - T_2} \times 10^5$$

여기서, k_1 과 k_2 는 핵연료 온도가 T_1 과 T_2 일 때의 유효증배계수이다. 핵연료 온도계수는 핵연료 온도가 1273°K(운전온도)에서 293°K(실내온도)로 변화하는 경우에 대해 계산하였고 결과는 표 6.2-11과 6.2-12에 나타내었다.

냉각재 기포반응도와는 반대로 핵연료 온도계수는 내부/외부노심의 농축도차와 핵연료 부피비율이 클수록 증가하는 경향을 보인다. 핵연료의 연소가 진행됨에 따라 중성자조사에 의해 ^{238}U 이 핵분열성 플루토늄 원소로 변환되기 때문에 핵연료 온도계수는 주기 초 보다는 주기 말에 더욱 큰 값을 보인다. CASE I과 CASE II의 경우에 대해서 핵연료 온도계수는 증식비가 1.05에 도달하는 농축도에 대해

여 약 $-1.42 \text{ pcm}/^\circ\text{K}$ 에서 $-1.57 \text{ pcm}/^\circ\text{K}$ 정도의 값을 보였다.

핵연료 물질흐름

증식비는 노심 평형주기에서의 핵연료 물질흐름 및 재고량과 밀접한 관련이 있다. 여기서는 평형노심의 외부 핵연료주기에서 공급, 또는 제거되어야 할 핵연료의 양을 평가하기 위하여 평형노심의 외부 핵연료주기 각 단계에 대한 물질흐름과 재고량을 분석하였다.

CASE I에 대한 외부 핵연료주기 재고량은 핵연료 부피비율이 49%와 51%인 경우에 대하여 각각 표 6.2-13와 6.2-14에 나타내었다. 핵연료 부피비율이 49%와 51%인 경우의 평형노심에 대한 평균 증식비는 1.056과 1.059이므로, 평형노심 상태에서 한 주기가 운전되는 동안 생산되는 핵분열성 플루토늄 이득은 각각 32.5 kg과 34.4 kg으로서, 추가적인 핵분열성 물질의 공급 없이 자급자족할 수 있는 노심 요건을 충족한다. 희소 악티나이드 핵종의 양은 노심 내에 있는 동안에는 다소 감소하지만 외부 핵연료주기 동안에는 방사선붕괴에 의해 다소 증가한다. 한 주기 당 평형노심을 구성하기 위하여 판매되어야 하는 희소 악티나이드 핵종의 총량은 핵연료 비율이 49%와 51%인 경우에 대해 약 2.5 kg이었다. 한 주기 당 발생하는 핵분열생성물의 총량은 710 kg이며, 그 중 희토류원소의 95%와 나머지 핵분열생성물은 모두 제거된다. 외부공급을 통해 제공되어야 하는 연소우라늄의 양은 약 755 kg이다.

CASE II의 경우, 핵연료 비율이 51%와 53%일 때 외부 핵연료주기 재고량을 각각 표 6.2-15와 6.2-16에 나타내었다. 두 경우에 대하여 평형노심 상태에서 한 주기 운전 동안 생산되는 플루토늄은 약 31.7 kg이었다. CASE I과 마찬가지로, 희소 악티나이드 양은 노심 내에 있는 동안에는 다소 감소하지만 외부 핵연료주기 동안에는 방사선붕괴에 의해 다소 증가한다. 잉여 희소 악티나이드 양은 핵연료 비율이 51%와 53%인 경우 모두 약 2.1 kg이었다. 한 주기 당 핵분열 생성물 발생량은 710 kg이며, 그 중 희토류원소 5%는 재순환되며, 외부공급을 통해 제공되어야 하는 연소우라늄의 양은 약 754 kg이다.

6.2.4 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성

지금까지 평형 핵연료주기 계산은 발생하는 핵분열생성물 중 희토류원소의 95%와 나머지 핵분열생성물은 모두 제거되고, 우라늄 동위원소 100%와 초우라늄 원소 99.9%가 재순환된다고 가정하였다. 또한 초우라늄의 추가공급 없이 자급자족하는 노심을 유지하기 위하여 목표증식비는 1.05로 설정하였다. 하지만, 건식공정을 통해 희토류 핵분열생성물을 완전히 제거하기는 어렵다고 알려져 있으며, 노심으로부터 방출되는 핵분열생성물 중에서 약 20%를 차지한다. 평형핵연료주기에 대한 핵분열 생성물의 제거율 영향을 평가하기 위해, 여러 가지의 희토류와 비희토류 핵분열 생성물 제거율에 따른 평형노심 계산을 수행하였다. 이전 계산에서는 자급자족 노심에 대한 기준으로서 증식비를 이용하였으나, 여기에서는 증식비 대신에 외부 핵연료주기 동안 발생하는 여분의 초우라늄 양을 이용하였다. 자급자족 노심을 평가하는데 여분의 초우라늄 양이 더욱 정확한 인자가 되며, 평형노심 한 주기 당 발생/공급하는 초우라늄 양을 계산하였다. 비희토류 핵분열 생성물의 제거율이 100%에서 50%까지 변할 때, 희토류 핵분열 생성물 제거율을 100%에서 20%까지 줄여가면서 평형노심 계산을 수행하였고, 임계도는 한 주기 동안 1.0 이상이 되도록 하였다.

CASE I에 대하여 핵연료 비율이 49%와 51%인 경우, 핵분열 생성물 제거율에 따른 초우라늄 잉여량을 그림 6.2-6과 6.2-7에 나타내었다. 이때 내부/외부노심 농축도는 각각 15.04%/17.10%와 13.52%/17.68%이다. 핵연료 비율이 49%와 51%일 때, 비희토류 핵분열 생성물을 100%, 80% 및 60% 제거한 경우에 대해서 각각 희토류 핵분열 생성물을 25%, 29% 및 45% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있었다. 평형핵연료 주기에서 핵분열성 물질을 자급자족할 수 있는 노심을 구성할 수 있는 핵분열 생성물의 제거율은 증식비와 밀접하게 관련이 되어있으며, 핵분열 생성물의 제거율을 높이기 위해서는 핵연료 부피비율이 높을수록 유리하다.

CASE II의 경우, 핵분열 생성물 제거율에 따른 초우라늄 잉여량을 그림 6.2-8과 6.2-9에 나타내었다. 핵연료 비율이 51%와 53%일 때, 상응하는 내부/외부노심 농축도는 각각 13.97%/18.37%와 12.65%/19.49%이다. 핵연료 비율이 51%일 때,

비희토류 핵분열 생성물을 100%, 80% 및 60% 제거한 경우에 대해서 각각 희토류 핵분열 생성물을 32%, 41% 및 52% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있었으며, 핵연료 비율이 53%인 경우, 희토류 핵분열 생성물을 31%, 39% 및 50% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있었다. CASE I의 경우와 마찬가지로, 핵연료 부피비율에 따른 핵분열 생성물의 제거율의 차이는 미미하였으며, 이는 표 6.2-10에서 보는바와 같이 두 경우에 대해서 증식비가 거의 같기 때문이다.

Table 6.2-1 GEN-IV liquid metal reactor concepts

Reactor	Coolant	Fuel	Country	Note
BREST	Pb-Bi	(Pu-U)N	Russia	BR=1.05
BN-800	Na	UO ₂	Russia	Large
SVBR-75/100	Pb-Bi	Oxide/Metal	Russia	Small
S-PRISM	Na	Metal	U.S.A.	G.E.
PBWR	Pb-Bi	Oxide/Metal	U.S.A.	MIT/INEEL
ENHS	Pb-Bi	Pu-MA	U.S.A.	U.C. Berkeley
AFR-300	Na	U-Zr or U-TRU-Zr	U.S.A.	ANL
STAR-LM	Pb-Bi	Depleted U with 8% Pu	U.S.A.	ANL

Table 6.2-2 Comparison of fuel types for liquid metal reactors

	Oxide fuel	Metal fuel	Nitride fuel
Neutron spectrum hardening	No	Yes	No
Engineering experience	High	High	Low
F.P. holding capability	High	Medium	n/a
Fissile density	Low	High	High
Typical form	UO ₂ /PuO ₂	U-Pu-Zr	U-Pu-N
Inherent safety	Good	Excellent	Good
Temperature endurance	High	Low	Medium
Burnup	High	Medium	Low
Erosion endurance/Rx internal material compatibility	High	Medium	High
Compatible fuel cycle	Flexible	Proliferation-resistant remote recycling	Pyro-metallurgical
Melting temperature	High	High (with Zr)	High
Handling/fabrication	Good	Good	Good
Thermal conductivity	Low	High	High
Chemical stability	High	Medium	Low
Possible LMR (example)	BN600, BN350	AFR300, S-PRISM	SP-100, PBWR

Table 6.2-3 S-PRISM system design parameters

Overall plant	
- Net electrical output	2280 MWe
- Net station efficiency	38%
- Number of power blocks	Three
- Number of reactor modules (per power block/plant)	Two/Six
- Plant capacity factor (nominal, expected)	85%, 93%
- Number control consoles in CR	3
Power block	
- Number of reactors	Two
- Net electrical output	760 MWe
- Steam generator	Two
- Steam generator type	Helical Coil
- Steam cycle	Superheat
- Turbine type	3600 rpm TC-4F
- Turbine throttle conditions	468°C and 177 kg/cm ²
- Main steam flow	996 kg/sec
- Feed water temperature	215°C
Reactor module	
- Thermal power (core)	1,000 MWt
- Primary sodium inlet/outlet temperature	371/510°C
- Primary sodium flow rate	5,666 kg/sec
- Intermediate sodium inlet/outlet temperature	321/469°C
- Intermediate sodium flow rate	4,493 kg/sec
- Number of IHX units	2
- Number of primary pumps	4
- Number of primary control rods	9
- Number of secondary control rods	3

Table 6.2-4 AFR-300 system design parameters

Reactor plant output, MWe	300
Thermal efficiency (typical), %	38
Plant design lifetime, years	60
Primary coolant	Sodium
Intermediate circuit coolant	Sodium
Core diameter, m	2.5
Core active (heated) zone height, m	1.0
Fuel material	Binary U-Zr or ternary U-TRU-Zr
Fuel utilization: average discharge burnup (at%)	20
Reactor plant LLW	No emissions; no sodium feed during plant lifetime
Gap bond material	Sodium
Mean temperature rise across core, °C	150
Core outlet temperature, °C	510
Core inlet temperature, °C	360
Primary tank pool temperature, °C	360
Primary loops	3
Decay heat removal	Passive; Natural circulation
Decay heat removal system	DRACS
Fuel handling	Direct pull of fuel assemblies; out-of-tank fuel transfers during reactor operation
Economic advantages	Fuel utilization, fuel cycle facility collocation; long lifetime (no corrosion); simple design, low number of safety systems, passive systems (few components, low testing and maintenance requirements); low waste (in both cycle and plant operations); short refueling outages; no pressure systems in primary

Table 6.2-5 Neutron energy group structures of the cross-section data

	80 Groups	9 Groups		80 Groups	9 Groups
Upper Energy Boundary (MeV)	Group Number	Group Number	Upper Energy Boundary (MeV)	Group Number	Group Number
<u>2.0000+1*</u>	1	1	1.5034-2	41	
1.6905+1	2		1.3268-2	42	
1.4918+1	3		1.1709-2	43	
1.3499+1	4		1.0333-2	44	
1.1912+1	5		<u>9.1188-3</u>	45	8
1.0000+1	6		8.0473-3	46	
7.7880+0	7		7.1017-3	47	
<u>6.0653+0</u>	8	2	6.2673-3	48	
4.7237+0	9		5.5308-3	49	
3.6788+0	10		4.8810-3	50	
2.8650+0	11		4.3074-3	51	
2.2313+0	12		3.8013-3	52	
1.7377+0	13		<u>3.3546-3</u>	53	9
<u>1.3534+0</u>	14	3	2.9604-3	54	
1.1943+0	15		2.6126-3	55	
1.0540+0	16		2.3056-3	56	
9.3014-1	17		2.0347-3	57	
8.2085-1	18		1.7956-3	58	
7.2440-1	19		1.5846-3	59	
6.3928-1	20		1.3984-3	60	
5.6416-1	21		1.2341-3	61	
<u>4.9787-1</u>	22	4	1.0891-3	62	
4.3937-1	23		9.6112-4	63	
3.8774-1	24		7.4852-4	64	
3.0197-1	25		5.8295-4	65	
2.3518-1	26		4.5400-4	66	
<u>1.8316-1</u>	27	5	3.5358-4	67	
1.4264-1	28		2.7536-4	68	
1.1109-1	29		1.6702-4	69	
8.6517-2	30		1.0130-4	70	
<u>6.7379-2</u>	31	6	6.1442-5	71	
5.2475-2	32		3.7267-5	72	
4.0868-2	33		2.2603-5	73	
3.1828-2	34		1.3710-5	74	
2.8088-2	35		8.3153-6	75	
2.6058-2	36		5.0435-6	76	
<u>2.4788-2</u>	37	7	3.0590-6	77	
2.1875-2	38		1.1254-6	78	
1.9305-2	39		4.1399-7	79	
1.7036-2	40		1.5230-7	80	
			<u>1.3888-10</u>		

* read as 2.0x10¹

Table 6.2-6 Burnup chain model of the depletion calculation

Classification	Isotope	Reaction Type	Product Isotope and Yield Fraction	Decay Constant (sec ⁻¹)
Uranium	U-234	(n,γ)	U-235	
	U-234	(n, f)	FPU5 0.790, REU5 0.210	
	U-235	(n,γ)	U-236	
	U-235	(n, f)	FPU5 0.790, REU5 0.210	
	U-236	(n,γ)	Np-237	
	U-236	(n, f)	FPU5 0.790, REU5 0.210	
	U-238	(n,γ)	Pu-239	
	U-238	(n, f)	FPU8 0.799, REU8 0.201	
	U-238	(n, 2n)	Np-237	
Plutonium	Pu-238	(n,γ)	Pu-239	2.5022E-10
	Pu-238	(n, f)	FPU8 0.799, REU8 0.201	
	Pu-238	α decay	U-234	
	Pu-239	(n,γ)	Pu-240	1.4952E-09
	Pu-239	(n, f)	FPPU9 0.827, REPU9 0.179	
	Pu-239	(n, 2n)	Pu-238	
	Pu-240	(n,γ)	Pu-241	
	Pu-240	(n, f)	FPPU9 0.827, REPU9 0.179	
	Pu-241	(n,γ)	Pu-242	
	Pu-241	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Pu-241	β ⁻ decay	Am-241	
	Pu-242	(n,γ)	Am-243	
	Pu-242	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
Minor Actinides	Np-237	(n, f)	FPU8 0.799, REU8 0.201	4.9278E-08
	Np-237	(n,γ)	Pu-238	
	Np-237	(n, 2n)	U-236 0.360, DUMP 0.640	
	Am-241	(n,γ)	Cm-242 0.660,	
			Am-242 0.200, Pu-242 0.140	
	Am-241	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Am-242m	(n,γ)	Am-243	
	Am-242m	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Am-243	(n,γ)	Cm-244	
	Am-243	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Cm-242	(n,γ)	Cm-243	
	Cm-242	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Cm-242	α decay	Pu-238	
	Cm-243	(n,γ)	Cm-244	
	Cm-243	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Cm-243	α decay	Pu-239	
	Cm-244	(n,γ)	Cm-245	
	Cm-244	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184	
	Cm-244	α decay	Pu-240	
	Cm-245	(n,γ)	Cm-246	
Cm-245	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184		
Cm-246	(n,γ)	DUMP		
Cm-246	(n, f)	FPPU1 0.816, REPU1 0.184		
Others	DUMP	No		
	FPU5, REU5	No		
	FPU8, REU8	No		
	FPPU9, REPU9	No		
	FPPU0, REPU0	No		
	FPPU1, REPU1	No		

Table 6.2-7 Specification of the SFR reference core

	BN-600 Hybrid Core (CASE I)	Modified BN-600 Core (CASE II)
• Power	600 MWe/1470 MWth	600 MWe/1470 MWth
• Fuel	$U_xPu_{(1-x)}O_2$	$U_xPu_{(1-x)}O_2$
- Density	10.5 g/cm ³	10.5 g/cm ³
- Fuel Smeared Density	85.0%	85.0%
• Clad Material	HT9	HT9
• Coolant Material	Na	Na
• Refueling Interval	18 Months	18 Months
• Effective Full Power Day	465 Days	465 Days
• Plant Capacity Factor	85.0%	85.0%
• Number of Batches	3	3
• Active Core Height	100 cm	110 cm
• Duct Pitch	16.15 cm	9.90 cm
• Number of Fuel Assemblies		
- In-Core	180	372
- Out-Core	294	366
• Pins per Fuel Assembly	271	127
• Fertile Feed	Depleted Uranium	Depleted Uranium
• Fissile Feed	Reprocessed LWR Spent Fuel	Reprocessed LWR Spent Fuel

Table 6.2-8 Isotopic fractions of the TRU from the LWR spent fuel

Classification	Isotopes	Weight Fraction (wt. %)
Plutonium	^{236}Pu	1.12×10^{-5}
	^{238}Pu	1.10×10^0
	^{239}Pu	5.08×10^1
	^{240}Pu	1.99×10^1
	^{241}Pu	1.34×10^1
	^{242}Pu	3.88×10^0
Minor Actinides	^{237}Np	5.40×10^0
	^{241}Am	2.51×10^0
	$^{242\text{m}}\text{Am}$	1.11×10^{-2}
	^{243}Am	2.48×10^0
	^{242}Cm	9.73×10^{-4}
	^{243}Cm	7.86×10^{-5}
	^{244}Cm	5.52×10^{-1}
	^{245}Cm	5.08×10^{-2}
	MA/fissile Pu	1.72×10^1
	MA/Pu	1.24×10^1
	$^{237}\text{Np}/\text{MA}$	4.90×10^1
	$^{241}\text{Am}/\text{MA}$	2.28×10^1
	$^{243}\text{Am}/\text{MA}$	2.25×10^1
	Np-Chain	2.13×10^1

MA : sum of minor actinides

Fissile Pu : $^{239}\text{Pu} + ^{241}\text{Pu}$

Np-Chain : $^{237}\text{Np} + ^{241}\text{Am} + ^{241}\text{Pu}$

Table 6.2-9 Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE I)

Fuel Volume Faction (%)	TRU Enrichments(%) (In-/Out-Core)	Breeding Ratio	Burnup Reactivity Swing (pcm)	Peak Linear Power Density (W/cm)	Max. Discharge Burnup (MWd/kg)
49.0	10.60/20.60	1.00246	1182.96	512.69	100.44
	12.06/20.38	1.00583	1085.13	505.60	98.97
	13.10/19.34	1.02578	466.46	460.95	90.00
	14.14/18.30	1.04301	81.26	418.18	81.22
	15.04/17.10	1.05578	467.46	421.27	79.72
	15.60/15.60	1.06845	405.76	589.78	117.19
51.0	9.80/19.60	1.02066	1004.90	523.43	98.58
	11.11/19.19	1.02948	731.90	501.47	94.40
	12.36/18.54	1.04261	341.71	472.26	88.60
	13.52/17.68	1.05875	188.68	428.78	80.13
	14.42/16.48	1.07266	643.88	415.99	75.02
	15.00/15.00	1.08892	633.49	604.07	130.78

Table 6.2-10 Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE II)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichments(%) (In-/Out-Core)	Breeding Ratio	Burnup Reactivity Swing (pcm)	Peak Linear Power Density (W/cm)	Max. Discharge Burnup (MWd/kg)
51.0	11.64/23.64	0.99682	1125.30	576.12	134.49
	12.31/21.51	1.02371	88.95	530.05	123.62
	13.22/20.00	1.03781	588.50	484.95	115.09
	13.97/18.37	1.05137	878.57	536.09	123.94
	14.39/16.49	1.06485	829.81	620.37	150.69
	14.70/14.70	1.07741	584.19	713.78	173.10
53.0	10.92/22.92	1.00915	1133.29	593.05	133.22
	11.72/21.00	1.03685	78.13	545.27	122.09
	12.65/19.49	1.05192	733.40	494.68	112.70
	13.43/17.87	1.06655	1128.34	533.99	117.55
	13.89/16.01	1.08128	1134.05	629.14	146.58
	14.10/14.10	1.09448	900.47	729.75	170.52

Table 6.2-11 Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE I)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichment(%) (In-/Out-Core)	Coolant Void Reactivity (pcm)		Fuel Temperature Coefficient (pcm/K)	
		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
49.0	10.60/20.60	1990.95	2147.97	-1.30996	-1.28212
	12.06/20.38	2030.70	2188.37	-1.32444	-1.29735
	13.10/19.34	2297.12	2450.79	-1.41971	-1.39539
	14.14/18.30	2543.73	2655.31	-1.50483	-1.47079
	15.04/17.10	2755.73	2782.25	-1.56781	-1.50364
	15.60/15.60	2792.38	2802.14	-1.56690	-1.48309
51.0	9.80/19.60	1912.55	2046.23	-1.31764	-1.28640
	11.11/19.19	1085.65	2158.26	-1.30996	-1.32965
	12.36/18.54	2184.91	2318.18	-1.41853	-1.39192
	13.52/17.68	2417.70	2520.62	-1.50021	-1.46804
	14.42/16.48	2642.42	2662.14	-1.56979	-1.50806
	15.00/15.00	2685.99	2682.33	-1.56833	-1.48404

Table 6.2-12 Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE II)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichment(%) (In-/Out-Core)	Coolant Void Reactivity (pcm)		Fuel Temperature Coefficient (pcm/K)	
		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
51.0	11.64/23.64	2050.95	2413.70	-1.30131	-1.31532
	12.31/21.51	2333.91	2600.23	-1.40648	-1.39260
	13.22/20.00	2572.66	2700.96	-1.48156	-1.42342
	13.97/18.37	2718.28	2745.54	-1.52285	-1.42625
	14.39/16.49	2757.02	2757.05	-1.52722	-1.41229
	14.70/14.70	2730.49	2750.41	-1.51071	-1.39049
53.0	10.92/22.92	1912.59	2250.37	-1.28768	-1.30088
	11.72/21.00	2184.82	2451.48	-1.39239	-1.38550
	12.65/19.49	2435.98	2569.60	-1.47417	-1.42478
	13.43/17.87	2602.61	2622.16	-1.52262	-1.43025
	13.89/16.01	2652.32	2635.44	-1.52838	-1.41464
	14.10/14.10	2627.87	2627.95	-1.50936	-1.38961

Table 6.2-13 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 49%, In/Out-core TRU enrichment: 15.04%/17.10%)

(kg/cycle)						
Isotopes	Charged	Discharged	Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	8.72	8.20	8.43	0.00	0.00	8.65
U-235	5.89	4.40	4.40	0.00	1.49	5.89
U-236	4.12	4.12	4.12	0.00	0.00	4.12
U-238	11490.36	10736.94	10736.94	0.00	753.44	11490.36
Total U	11509.09	10753.65	10753.89	0.00	754.93	11509.02
PU238	38.58	38.26	39.34	0.91	0.00	38.59
PU239	1279.10	1310.82	1309.52	30.42	0.00	1279.10
PU240	667.54	683.06	682.85	15.86	0.00	667.41
PU241	83.19	92.49	89.08	2.07	0.00	84.09
PU242	71.97	73.75	73.68	1.71	0.00	71.97
Fissile Pu	1362.29	1403.31	1398.60	32.49	0.00	1363.18
Total Pu	2140.36	2198.39	2194.47	50.98	0.00	2141.15
Total Fissile	1368.18	1407.71	1403.00	32.49	1.49	1369.07
NP237	9.05	9.28	9.27	0.22	0.00	9.05
AM241	52.07	46.12	49.39	1.15	0.00	51.17
AM242	4.88	5.00	5.00	0.12	0.00	4.88
AM243	18.66	19.12	19.10	0.44	0.00	18.66
CM242	0.13	1.97	0.59	0.01	0.00	0.19
CM243	0.24	0.26	0.25	0.01	0.00	0.24
CM244	14.81	16.23	15.74	0.37	0.00	14.94
CM245	2.91	2.98	2.98	0.07	0.00	2.91
CM246	1.61	1.65	1.65	0.04	0.00	1.61
Total MA	104.37	102.62	103.97	2.42	0.00	103.66
Total TRU	2244.73	2301.01	2298.44	53.40	0.00	2244.81
FPU5	0.00	2.09	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	81.91	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	403.70	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.36	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	49.17	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.03	0.58	0.03	0.00	0.00	0.03
REU8	1.06	21.66	1.08	0.03	0.00	1.06
REPU9	4.34	88.79	4.44	0.10	0.00	4.34
REPU0	0.45	9.25	0.46	0.01	0.00	0.45
REPU1	0.57	11.66	0.58	0.01	0.00	0.57
DUMP	0.00	0.08	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	577.23	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.44	131.94	6.60	0.15	0.00	6.44
Total	13760.26	13763.92	13058.92	53.55	754.93	13760.27
TRU/Total(%)	16.31	16.72	17.60	99.71	0.00	16.31
MA/Total(%)	0.76	0.75	0.80	4.51	0.00	0.75

Table 6.2-14 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 51%, In/Out-core TRU enrichment: 13.52%/17.68%)

Isotopes	(kg/cycle)					
	Charged	Discharged	Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	9.14	8.61	8.85	0.00	0.00	9.07
U-235	6.14	4.65	4.65	0.00	1.50	6.14
U-236	4.31	4.31	4.31	0.00	0.00	4.31
U-238	12007.68	11251.56	11251.56	0.00	756.15	12007.68
Total U	12027.27	11269.12	11269.36	0.00	757.65	12027.20
PU238	39.10	38.84	39.91	0.95	0.00	39.12
PU239	1318.33	1351.94	1350.59	32.27	0.00	1318.33
PU240	672.87	689.04	688.80	16.46	0.00	672.74
PU241	82.80	92.13	88.73	2.12	0.00	83.70
PU242	70.90	72.71	72.64	1.74	0.00	70.91
Fissile Pu	1401.14	1444.07	1439.33	34.39	0.00	1402.02
Total Pu	2184.01	2244.66	2240.68	53.54	0.00	2184.79
Total Fissile	1407.28	1448.72	1443.97	34.39	1.50	1408.17
NP237	9.53	9.77	9.76	0.23	0.00	9.53
AM241	52.60	46.73	49.99	1.19	0.00	51.71
AM242	4.96	5.09	5.08	0.12	0.00	4.96
AM243	18.28	18.75	18.73	0.45	0.00	18.28
CM242	0.13	1.97	0.59	0.01	0.00	0.19
CM243	0.23	0.24	0.24	0.01	0.00	0.23
CM244	14.17	15.54	15.07	0.36	0.00	14.30
CM245	2.76	2.83	2.83	0.07	0.00	2.76
CM246	1.49	1.53	1.53	0.04	0.00	1.49
Total MA	104.16	102.46	103.82	2.48	0.00	103.45
Total TRU	2288.17	2347.13	2344.50	56.02	0.00	2288.24
FPU5	0.00	2.11	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	83.30	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	404.11	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.24	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	47.48	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.03	0.59	0.03	0.00	0.00	0.03
REU8	1.08	22.03	1.10	0.03	0.00	1.08
REPU9	4.34	88.87	4.44	0.11	0.00	4.34
REPU0	0.45	9.22	0.46	0.01	0.00	0.45
REPU1	0.55	11.26	0.56	0.01	0.00	0.55
DUMP	0.00	0.07	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	577.24	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.44	131.97	6.60	0.16	0.00	6.44
Total	14321.88	14325.54	13620.46	56.18	757.65	14321.88
TRU/Total(%)	15.98	16.38	17.21	99.72	0.00	15.98
MA/Total(%)	0.73	0.72	0.76	4.42	0.00	0.72

Table 6.2-15 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 51%, In/Out-core TRU enrichment: 13.97%/18.37%)

Isotopes	(kg/cycle)					
	Charged	Discharged	Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	3.21	2.93	3.06	0.00	0.00	3.18
U-235	3.54	2.05	2.05	0.00	1.49	3.54
U-236	2.17	2.17	2.17	0.00	0.00	2.17
U-238	7725.30	6972.90	6972.90	0.00	752.36	7725.30
Total U	7734.23	6980.06	6980.18	0.00	753.85	7734.19
PU238	20.94	20.73	21.52	0.72	0.00	20.94
PU239	845.77	876.08	875.21	29.45	0.00	845.76
PU240	441.96	456.99	456.91	15.37	0.00	441.86
PU241	60.14	67.58	65.09	2.19	0.00	60.78
PU242	48.62	50.36	50.31	1.69	0.00	48.62
Fissile Pu	905.90	943.67	940.30	31.64	0.00	906.54
Total Pu	1417.42	1471.74	1469.03	49.43	0.00	1417.96
Total Fissile	909.45	945.72	942.35	31.64	1.49	910.09
NP237	5.96	6.18	6.17	0.21	0.00	5.96
AM241	26.83	22.50	24.90	0.84	0.00	26.18
AM242	2.37	2.46	2.46	0.08	0.00	2.37
AM243	12.36	12.80	12.79	0.43	0.00	12.36
CM242	0.09	1.37	0.41	0.01	0.00	0.13
CM243	0.18	0.19	0.19	0.01	0.00	0.18
CM244	11.56	12.80	12.41	0.42	0.00	11.66
CM245	2.28	2.36	2.35	0.08	0.00	2.28
CM246	1.25	1.30	1.29	0.04	0.00	1.25
Total MA	62.87	61.96	62.97	2.12	0.00	62.37
Total TRU	1480.29	1533.70	1532.01	51.55	0.00	1480.33
FPU5	0.00	1.57	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	81.32	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	404.09	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.25	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	51.30	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.02	0.44	0.02	0.00	0.00	0.02
REU8	1.04	21.50	1.07	0.04	0.00	1.04
REPU9	4.29	88.82	4.44	0.15	0.00	4.29
REPU0	0.45	9.22	0.46	0.02	0.00	0.45
REPU1	0.59	12.15	0.61	0.02	0.00	0.59
DUMP	0.00	0.10	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	578.53	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.38	132.13	6.61	0.22	0.00	6.38
Total	9220.90	9224.51	8518.80	51.77	753.85	9220.90
TRU/Total(%)	16.05	16.63	17.98	99.57	0.00	16.05
MA/Total(%)	0.68	0.67	0.74	4.09	0.00	0.68

Table 6.2-16 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 53%, In/Out-core TRU enrichment: 12.65%/19.49%)

(kg/cycle)						
Isotopes	Charged	Discharged	Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	3.46	3.17	3.30	0.00	0.00	3.42
U-235	3.66	2.17	2.17	0.00	1.49	3.66
U-236	2.29	2.29	2.29	0.00	0.00	2.29
U-238	8037.96	7285.56	7285.56	0.00	752.40	8037.96
Total U	8047.37	7293.19	7293.32	0.00	753.89	8047.33
PU238	21.82	21.60	22.41	0.73	0.00	21.82
PU239	879.88	910.41	909.50	29.62	0.00	879.88
PU240	452.84	467.75	467.65	15.23	0.00	452.74
PU241	60.91	68.38	65.86	2.15	0.00	61.57
PU242	49.13	50.83	50.78	1.65	0.00	49.13
Fissile Pu	940.80	978.79	975.36	31.77	0.00	941.45
Total Pu	1464.58	1518.97	1516.20	49.39	0.00	1465.14
Total Fissile	944.46	980.97	977.54	31.77	1.49	945.12
NP237	6.35	6.57	6.56	0.21	0.00	6.35
AM241	27.75	23.36	25.79	0.84	0.00	27.09
AM242	2.48	2.57	2.57	0.08	0.00	2.48
AM243	12.45	12.88	12.87	0.42	0.00	12.45
CM242	0.09	1.40	0.42	0.01	0.00	0.13
CM243	0.17	0.19	0.18	0.01	0.00	0.17
CM244	11.38	12.59	12.21	0.40	0.00	11.48
CM245	2.23	2.30	2.30	0.07	0.00	2.23
CM246	1.21	1.25	1.25	0.04	0.00	1.21
Total MA	64.10	63.11	64.14	2.09	0.00	63.59
Total TRU	1528.69	1582.08	1580.34	51.48	0.00	1528.73
FPU5	0.00	1.60	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	82.42	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	404.15	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.41	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	49.97	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.02	0.45	0.02	0.00	0.00	0.02
REU8	1.05	21.79	1.09	0.04	0.00	1.05
REPU9	4.30	88.84	4.44	0.14	0.00	4.30
REPU0	0.45	9.26	0.46	0.02	0.00	0.45
REPU1	0.57	11.84	0.59	0.02	0.00	0.57
DUMP	0.00	0.09	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	578.55	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.39	132.17	6.61	0.22	0.00	6.39
Total	9582.45	9586.08	8880.27	51.69	753.89	9582.46
TRU/Total(%)	15.95	16.50	17.80	99.58	0.00	15.95
MA/Total(%)	0.67	0.66	0.72	4.04	0.00	0.66

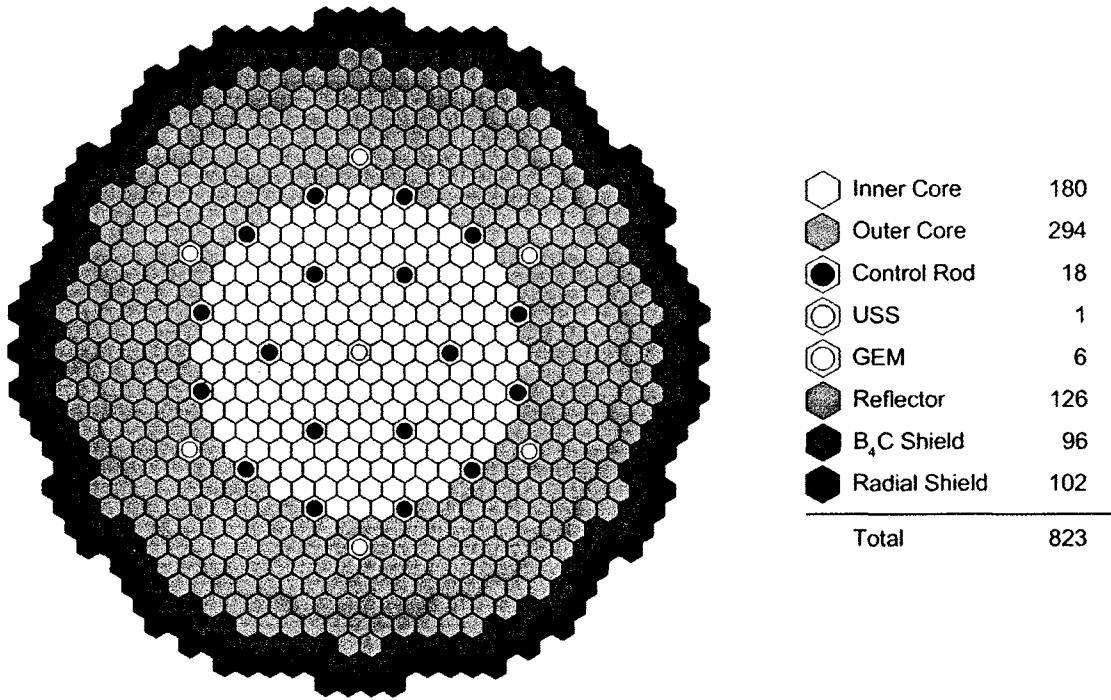


Figure 6.2-1 Radial configuration of BN-600 hybrid core (CASE I)

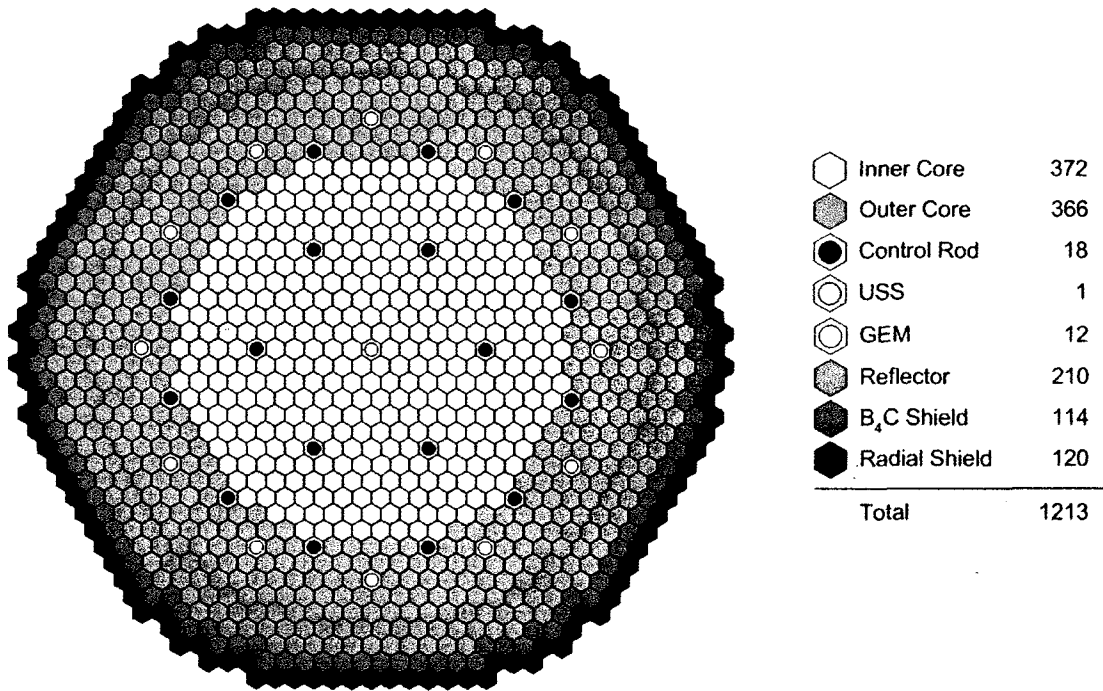


Figure 6.2-2 Radial configuration of BN-600 modified core (CASE II)

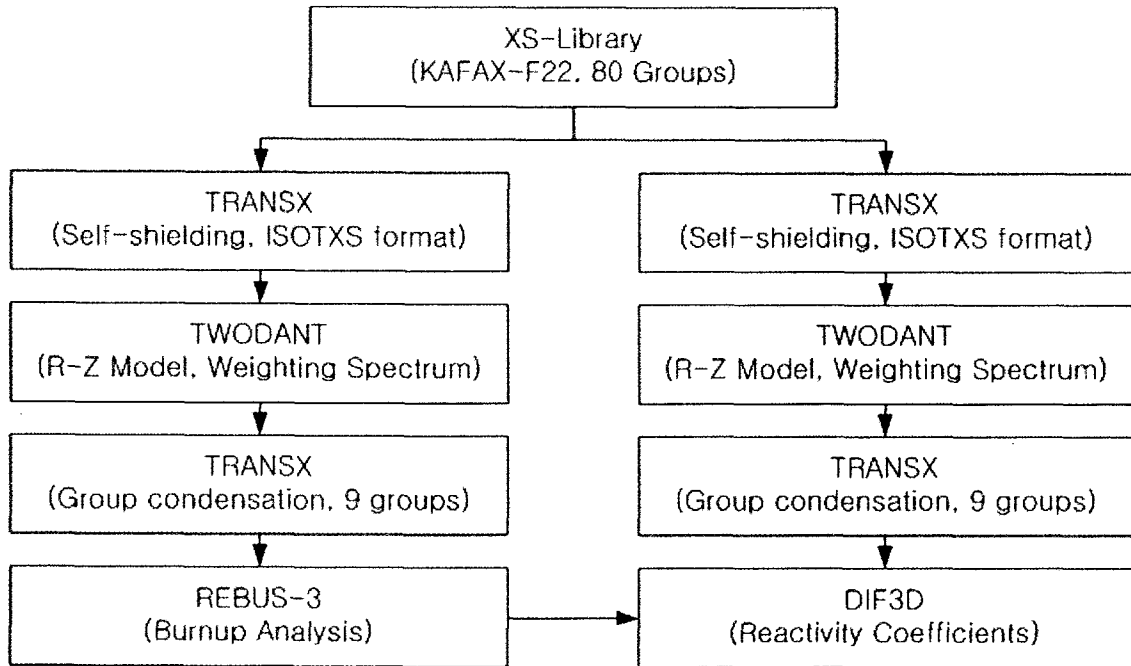


Figure 6.2-3 SFR physics calculation flow

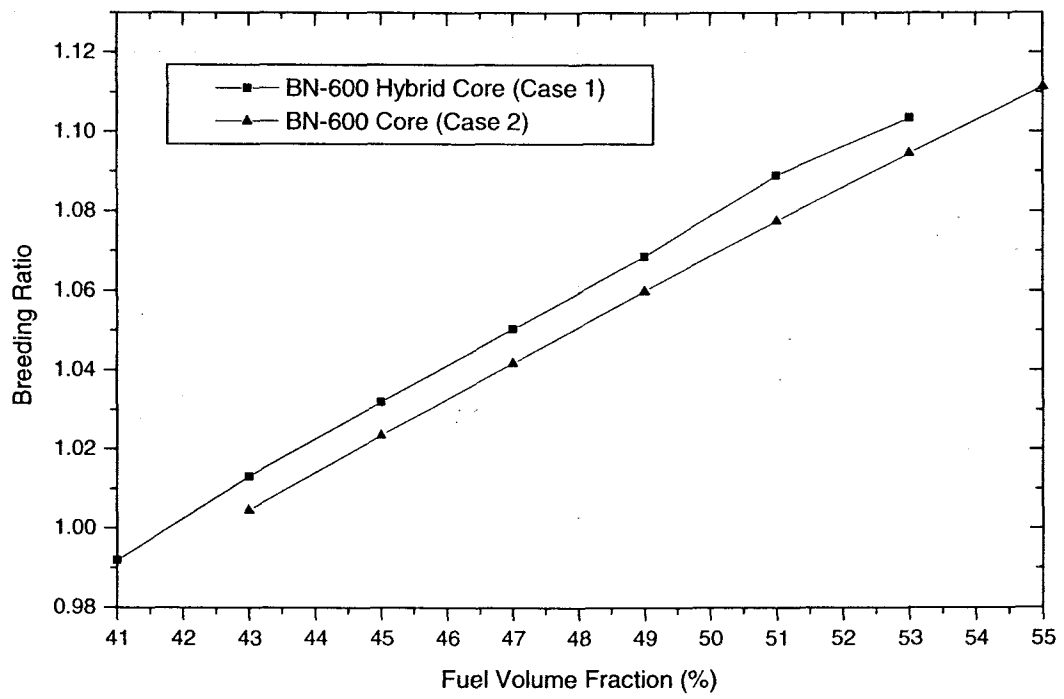


Figure 6.2-4 Breeding ratio against the fuel volume fraction

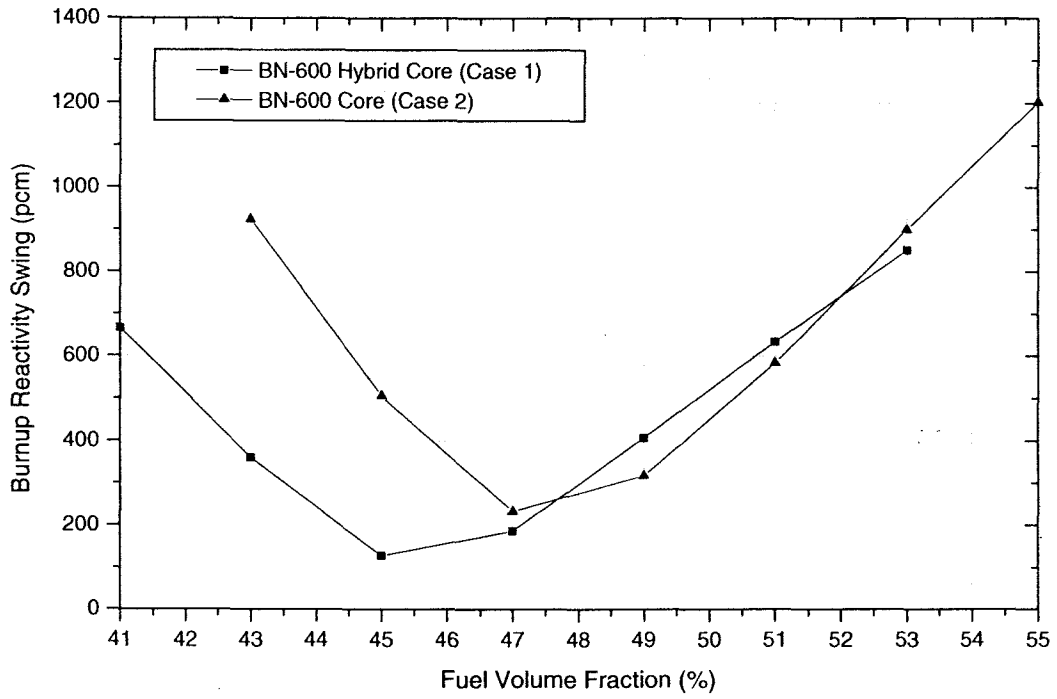


Figure 6.2-5 Burnup reactivity swing against the fuel volume fraction

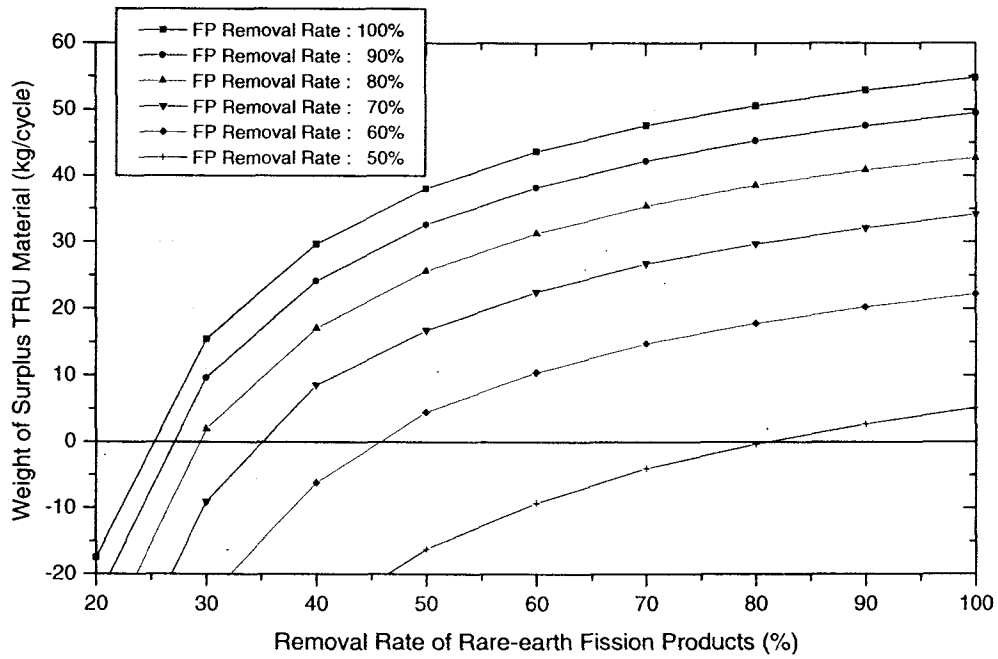


Figure 6.2-6 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 49%)

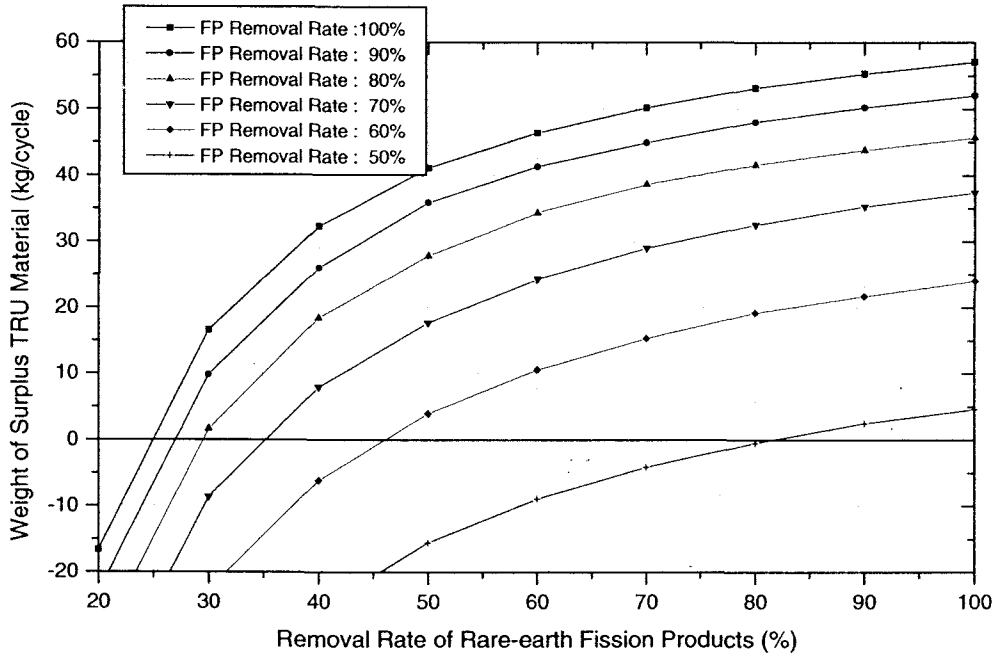


Figure 6.2-7 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 51%)

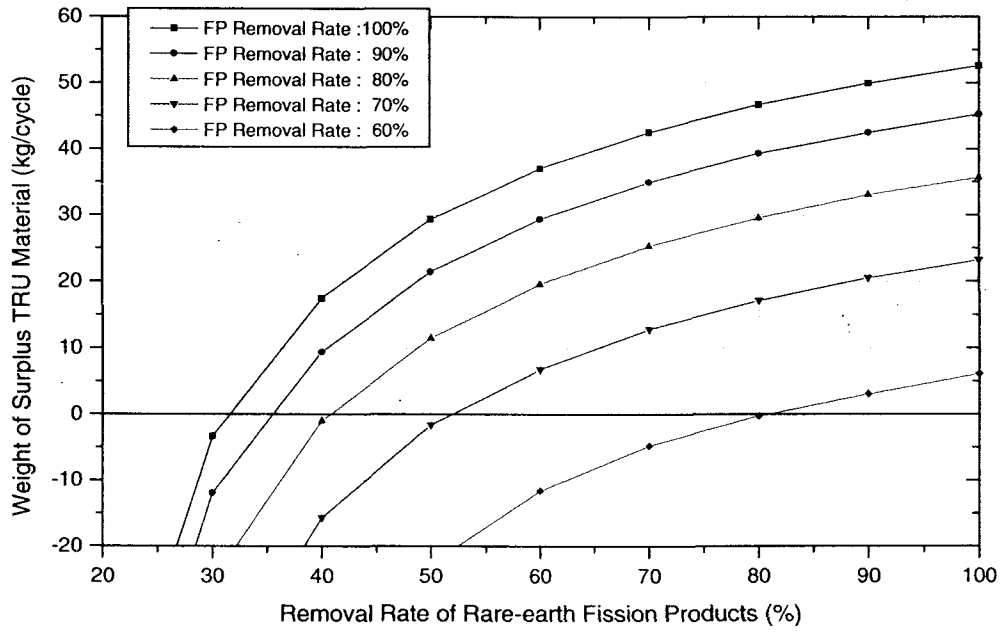


Figure 6.2-8 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 51%)

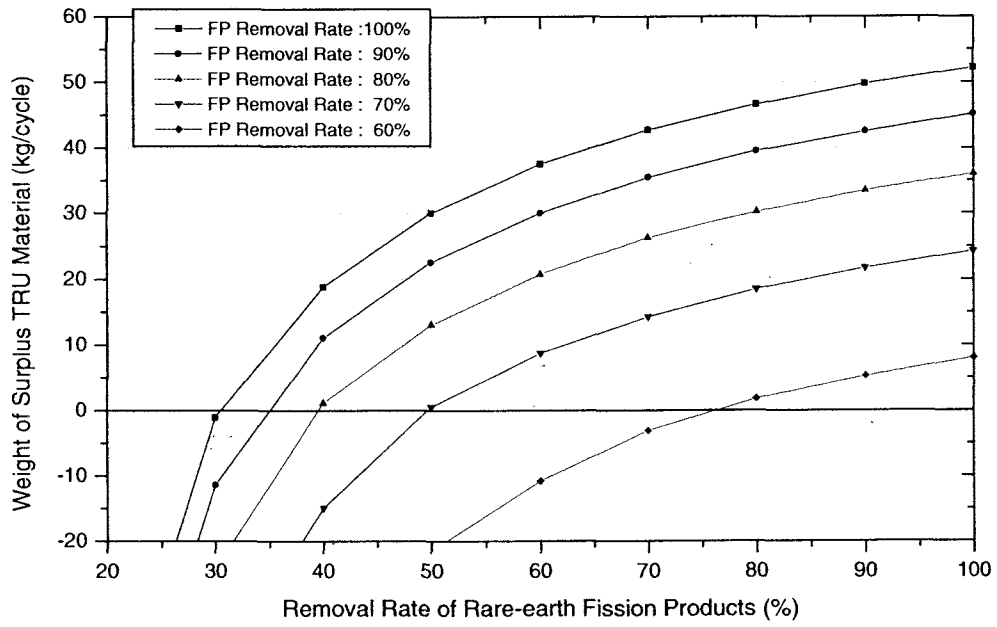


Figure 6.2-9 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 53%)

6.3 납냉각 고속로 예비 분석

납 고속로는 소듐 고속로의 단점을 보완할 수 있으므로 새로이 보다 많은 주목을 받게 되었다. 납 혹은 납과 비스무스의 합성물(eutectic) 형태로 사용되는데, 끓는 점이 매우 높아서 대기압에서도 고온으로 유지할 수 있다. 따라서 시스템 열효율의 관점에서 볼 때 매우 우수하다. 이와 같은 성질로 인하여 가압이 불필요하므로 원자로 안전성 측면에서도 매우 바람직하다. 납 고속로의 경우 소듐 고속로 보다 기포반응도계수가 음의 방향으로 증가 할 것으로 예상된다. 이는 납과 소듐의 미시 핵 단면적의 차이에서 기인한다. 기포 반응도 계수가 음의 방향으로 증가하게 되면, 원자로 출력의 상승으로 인한 기포 발생이 원자로에 음의 반응도를 궤환시키는 역할을 증가시킨다는 것을 의미한다. 즉, 보다 안전한 운전이 가능하게 된다. 납의 방사화학적 생산물인 폴로늄(Po)은 그 반감기가 짧은 편이어서 특별히 취급할 수 있는 기술이 필요하다. 납 고속로의 한 형태는 러시아에서 실증이 되었으며, 제 4세대 원자로의 하나로 세계적으로 많은 연구를 하고 있다. 납 냉각제의 단점은 펌핑을 하기 어려우며, 원자로 내부 재료에 대한 마모가 심하다는 점을 들 수 있다. 따라서 원자로 재료의 표면에 용존 산소로 산화막을 지속적으로 만들 수 있도록 산소를 공급해 주어야 할 것이다.

6.3.1 납냉각 고속로 기술 현황

소듐은 중성자 흡수단면적이 작고, 낮은 용융점, 높은 열전도도 그리고 낮은 냉각재 펌프 요구량 때문에 액체 금속로의 냉각재로서 널리 사용되어 왔다. 그러나 소듐은 화학적으로 물과 반응할 경우 중대사고의 위험을 안고 있으며, 기화될 경우 노심에 정반응도가 삽입되어 과도사고 시 노심의 안전을 저해하는 요인이 된다. 따라서 액체 금속로의 안전에 대한 관심이 높아지고 있는 현재 이러한 소듐 기화반응도를 영 또는 음의 값을 갖도록 하려는 설계노력들이 많이 이루어지고 있다.

Pb-Bi는 노물리 측면에서 몇 가지 장점을 갖고 있기 때문에 고속로에 대한 소듐냉각제의 대안의 하나로 여겨지고 있다. 납 냉각제는 소듐과 비교하여 화학적으로 안정되어있고, 비등점이 높은 장점을 갖고 있다. 납 냉각제는 녹는점이 327℃로

높기 때문에 핵적 특성이 비슷한 비스무스와 함께 Pb-Bi의 합금형태로 사용된다. Pb와 Bi는 원자량이 소듐의 9배 정도로 크기 때문에 중성자충돌에 의한 에너지감소가 적다. 따라서 Pb-Bi를 냉각재로 사용하는 원자로는 노심 내 중성자 스펙트럼이 경화되어 있어서 냉각재가 기화될 때 스펙트럼 경화효과가 상대적으로 작고, 산란단면적이 상대적으로 매우 크기 때문에 기화 시 중성자 누출이 커져서 냉각재 계수가 작은 양 혹은 음의 값을 갖게 된다. 또한 소듐을 냉각재로 사용할 때 보다 경화된 스펙트럼을 보이므로 노심의 증식특성이 향상되고 연소결손 반응도가 작아지며 노심 평균 초우라늄 농축도는 감소하는 등 핵적 특성에서 이득을 얻을 수 있다.

ENHS(Encapsulated nuclear heat source)는 액체 납-비스무스 합성물의 자연대류를 이용하여 노심을 냉각하는 소형 원자로 개념이다. 표 6.3-1에는 ENHS의 설계 변수를 보여주고 있다. ENHS는 대부분의 원자로 부품을 공장에서 제작하여 현장에 조립된 형태로 운송함으로써 원자로 공사기간이 매우 짧고, 원자로 노심은 10년 이상의 매우 오랜 기간동안 핵연료 교체를 할 필요 없이 운전할 수 있게 하였으며, 폐기를 할 경우에도 원자로 전체를 그대로 폐기함으로써 단순하고 경제적인 폐로가 가능하다. 또한 냉각재인 납은 차폐의 효과가 뛰어나서 운전 및 폐기 시 방사선 차폐에 필요한 시설을 최소화할 수 있다. ENHS는 최적 열 수송에 대한 개념이 완성되면 설계가 완료될 것이다. ENHS에서는 냉각재의 자연대류에 대한 보조안으로 가스 리프트 펌프를 사용하는 개념이 고려되고 있는데, 이를 이용하면 원자로의 높이에 대한 제약을 현저하게 완화할 수 있을 것이다.

PBWR은 납 고속로의 노심 상단에 물을 주입하여 냉각재와 섞이게 하여 물이 증기로 직접 바뀌게 하는 열교환기의 설치가 필요 없는 설계 개념(표 6.3-2)으로 시스템의 열효율이 매우 높을 것으로 예측된다. 그러나 납-비스무스와 스팀의 혼합체를 건조기를 통하여 분리하는 방법이 아직 불완전하다. 따라서 미량의 중금속이 터빈으로 옮겨져 터빈 블레이드를 손상시키지 않도록 하는 기술을 확보하여야 하는데, 이를 위하여 정전기를 이용하는 침전 혹은 산화반응을 이용하는 방법 등이 제시되었다. 그리고 폴로늄에 의한 2차 계통 오염을 해결해야 한다.

STAR-LM은 300-400 MWt 모듈형의 원자로이다. STAR-LM의 "flow-through fuel

cartridge"는 15년 동안 핵연료 교체 없이 사용할 수 있는 매우 실용적인 개념으로 수명을 다한 후에는 핵연료 카트리지를 전체를 폐기하고 새로운 핵연료 카트리지를 장전할 수 있다. 그리고 원자로 중간 열수송 시스템, 냉각펌프를 완전히 제거하여 시스템을 단순화하였으며, 기존 원자로의 긴급 반응 설비를 완전히 제거할 수 있는 설계개념을 채택하고 있다. 원자로와 냉각재 압력용기 사이에는 증기발생기 모듈을 삽입하여 노심에서 가열된 냉각재의 열을 전달받게 되어 있다. 즉 일차 냉각재는 자연대류에 의하여 노심 상단으로 상승하여 증기발생기 모듈에 의하여 냉각된 후에 다시 압력용기의 환형 유로를 따라서 원자로심의 입구에 도달하게 된다. 증기발생기에서는 과열된 증기가 발생하며, 급수의 온도는 합성물의 용융점 이상으로 여유도를 유지하고 있다. STAR-LM의 노심은 초장주기 형으로 설계되어 핵연료 교체 없이 약 15년 간 운전할 수 있다. 핵연료로서는 납-비스무스 합성물 및 탄소강에 친화적인 질화 핵연료가 선택되었다.

6.3.2 납냉각 고속로 평형노심

건식재가공 핵연료의 납 고속로에의 적용가능성을 평가하기 위하여, 선정된 두 가지 기준원자로에 대하여 평형핵연료 주기에 대한 노심해석을 수행하였다. 소듐 냉각 고속로의 경우와 마찬가지로, 선정된 노심 중에서 첫 번째(CASE I)는 격자피치가 확장된 BN-600 복합노심이며, 두 번째(CASE II)는 BN-600 변형노심이다. 노심은 블랭킷이 없으며 내부/외부노심의 두 영역으로 구성하였다. 축 방향으로 노심하부에 하부차폐 영역, 노심상부에 Pb-Bi 냉각재본드 영역과 핵분열 가스 공간으로 구성하였으며, 핵연료가 차지하는 축 방향 길이는 CASE I과 II에 대하여 각각 100 cm와 110 cm이다.

본 연구에서는 각 핵연료다발에 대한 상세설계 및 열수력 설계 등은 수행하지 않았고, 외부 핵연료주기 모델은 소듐냉각 고속로에서와 동일한 조건을 사용하였다. 재순환 평형 핵연료주기 해석은 핵분열성 물질의 외부 공급이 필요없는 자급 자족 노심을 대상으로 하였다.

핵연료 부피비율에 따른 노심특성

증식비는 원자로의 중성자 스펙트럼에 크게 영향을 받으며, 원자로가 추가적인 핵분열성 물질의 외부 공급 없이 자급자족할 수 있는지를 나타내는 척도가 된다. 그림 6.3-1에서 보는 바와 같이 핵연료 비율이 증가함에 따라 증식비는 선형적으로 증가하며, 증식비가 1.05 정도인 핵연료 비율은 CASE I과 CASE II에 대해서 각각 약 42%와 44% 정도로 나타났다. 이는 SFR의 경우와 비교하여 핵연료 비율이 두 경우에 대해 각각 5%와 4% 정도 감소된 값이다. Pb-Bi 냉각재의 원자량이 소듐보다 크기 때문에, 같은 비율의 냉각재를 갖는 납 고속로는 노심 내 중성자 스펙트럼이 SFR보다 경화되어 있어서 증식특성이 향상된다.

연소결손 반응도는 원자로 정지 반응도와 천이 시 발생하는 각 반응도에 직접적인 영향을 미치므로, 가급적 낮게 유지하는 것이 유리하다. 증식비와 마찬가지로 연소결손 반응도 변화 또한 핵연료 비율 변화에 의존하며, CASE I과 CASE II의 경우에 대한 연소결손 반응도 계산결과를 그림 6.3-2에 나타내었다. 연소결손반응도는 핵연료 비율에 따른 증식비의 영향으로 핵연료 비율이 너무 낮거나 높을수록 연소결손 반응도는 높은 값을 나타내었다. 이는 핵연료 비율이 낮을 경우, 주기 초의 초우라늄 농축도가 높아지기 때문이고, 반대로 핵연료 비율이 높을 경우, 높은 증식비에 의해 주기 말의 농축도가 높아지기 때문이다. Pb-Bi 냉각재에 의한 경화된 중성자 스펙트럼의 영향으로 연소결손 반응도가 가장 낮을 때의 핵연료 부피비율은 소듐 고속로의 경우보다 낮았다.

초우라늄 농축도에 따른 노심특성

선출력 밀도는 핵연료봉의 중심온도와 밀접하게 관련되어 있으며 비례한다. 최대 선출력 밀도를 줄이고 노심 내의 출력 분포를 평탄하게 하기 위하여 주기 초에서의 내부노심과 외부노심 농축도 변화에 따른 평형노심의 노심특성 변화를 계산하였다. CASE I에 대해서 핵연료다발내의 핵연료 비율이 각각 45%와 47%인 경우를 고려하였고, CASE II에 대해서는 핵연료 비율이 각각 47%와 49%인 경우를 고려하였다.

CASE I과 II에 대한 평형노심 계산결과를 각각 표 6.3-3과 6.3-4에 나타내었으며, 표에서 보는바와 같이 내부노심과 외부노심의 주기 초 농축도를 달리했을 경우

단일 농축도를 갖는 노심에 비해 증식비가 낮아지는 경향을 보였다. 이는 외부노심에서의 농축도 증가 시 증성자 누출이 증가하기 때문이며, 전체적인 노심 특성의 변화 경향은 소듐 고속로의 경우와 동일하다.

CASE I에 대해서, 목표증식비 1.05에 도달하기 위한 내부노심과 외부노심의 농축도는 핵연료 비율이 45%인 경우 각각 14.35%와 17.47%이었고, 핵연료 비율이 47%인 경우 12.60%와 17.70%이었다. 또한 이때의 최대 선출력 밀도는 391.1 W/cm와 450.8 W/cm 이었다. CASE II의 경우, 목표증식비에 도달하는 내부/외부노심의 농축도는 핵연료 비율이 47%와 49%인 경우에 대해서 각각 13.81%/18.21%와 12.94%/18.59% 이었으며, 각 경우에 대한 최대 선출력 밀도는 528.3 W/cm와 474.8 W/cm 이었다. 소듐 고속로와 비교할 때 Pb-Bi 냉각재의 영향으로 납 고속로에서는 평형노심에 도달하기 위한 초우라늄 농축도가 감소하였다.

반응도 계수

냉각재가 소듐에서 납으로 변경됨에 따라 냉각재 기포반응도는 직접적인 영향을 받는다. 그러나 초우라늄 농축도, 핵연료 부피비율 및 핵연료 연소에 따른 납 고속로의 냉각재 기포반응도 변화는 소듐 고속로의 경우와 비슷한 경향을 보인다. 표 6.3-5와 6.3-6에서 보는바와 같이, 전체적으로 냉각재 기포계수는 내부노심과 외부노심의 농축도의 차이와 핵연료 비율이 증가함에 따라 감소하는 경향을 보였다. 또한, 주기 말에서의 기포반응도는 핵연료가 연소됨에 따라서 플루토늄 핵종이 축적되기 때문에 주기 초에서 보다 큰 값을 보였다.

CASE I의 경우, 핵연료 비율이 45%이고 내부/외부노심 농축도가 14.35%/17.47%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 기포반응도는 각각 2300 pcm과 2352 pcm이었고, 핵연료 비율이 47%이고 내부/외부노심 농축도가 12.60%/17.70%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 기포반응도는 각각 1812 pcm과 1987 pcm이었다. 한편, CASE II의 경우, 핵연료 비율이 47%이고 내부/외부노심의 농축도가 13.81%/18.21%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 기포반응도는 각각 2221 pcm과 2169 pcm이었고, 핵연료 비율이 49%이고 내부/외부노심의 농축도가 12.94%/18.59%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 기포반응도는 각각 2073 pcm과 2099 pcm이었다. 소듐 고속로의 경우와

비교하여, 납 냉각재에 의한 기포반응도는 같은 핵연료 비율에 대해서 약 20%정도 감소하였다. 이는 납 고속로의 경우 노심 내 중성자 스펙트럼이 경화되어 있어서 냉각재가 기화될 때 스펙트럼 경화효과가 상대적으로 작을 뿐만 아니라, 평형 노심에서의 초우라늄 농축도가 낮기 때문이다.

초우라늄 농축도, 핵연료 비율 및 핵연료 연소에 따른 납 고속로의 핵연료 온도계수 변화는 소듐 고속로의 경우와 비슷한 경향을 보인다. 핵연료 온도계수는 내부/외부노심의 농축도 차이가 증가함에 따라 커지는 경향을 보이며, 핵연료가 연소됨에 따라 증가하는 경향을 보인다. CASE I의 경우, 핵연료 비율이 45%, 내부/외부노심의 농축도가 14.35%/17.47%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 핵연료 온도계수는 각각 -1.231 pcm/K와 -1.187 pcm/K이었고, 핵연료 비율이 47%, 농축도가 12.60%/17.70%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 핵연료 온도계수는 각각 -1.179 pcm/K와 -1.151 pcm/K이었다. 한편, CASE II의 경우, 핵연료 비율이 47%이고 내부/외부노심의 농축도가 13.81%/18.21%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 핵연료 온도계수는 각각 -1.235 pcm/K와 -1.147 pcm/K이었고, 핵연료 비율이 49%이고 농축도가 12.94%/18.59%일 때, 주기 초와 주기 말에서의 핵연료 온도계수는 각각 -1.232 pcm/K와 -1.164 pcm/K이었다. 납 고속로의 핵연료 온도계수는 소듐 고속로에 비해서 작은 음의 값을 나타낸다. 이는 납 냉각재의 감속능력이 소듐에 비해 적어 ^{238}U 의 공명에너지 영역에 포함되는 중성자수가 감소하기 때문이다.

핵연료 물질흐름 분석

평형노심의 외부 핵연료주기에서 공급, 또는 제거되어야 할 핵연료의 양을 평가하기 위하여 평형노심의 외부 핵연료주기 각 단계에 대한 물질흐름을 분석하였다. CASE I에 대한 핵연료 비율이 45%와 47%인 경우의 외부 핵연료주기 재고량을 각각 표 6.3-7과 6.3-8에 나타내었다. 핵연료 비율이 45%이고 내부/외부노심의 농축도가 14.35%/17.47%일 때, 평형노심의 한 주기 당 핵분열성 플루토늄 이득은 32.5 kg으로서 자급자족 노심 요건을 충족하며, 제거되어야 하는 희소 악티나이드 양은 2.2 kg이었다. 한 주기 당 발생하는 핵분열 생성물의 총량은 710 kg이고, 외부공급을 통해 제공되어야 하는 감손우라늄의 양은 약 754 kg이다. 핵연료 비율이 47%이고 내부/외부노심의 농축도가 12.60%/17.70%인 경우, 평형노심의 한 주

기 당 핵분열성 플루토늄 이득은 33.8 kg이고, 제거되어야하는 희소 악티나이드 양은 2.2 kg이며, 발생하는 핵분열 생성물의 양은 710 kg이고, 외부 공급되는 감손 우라늄의 양은 약 756 kg이다.

CASE II의 경우, 핵연료 비율이 47%와 49%일 때 외부 핵연료주기 재고량을 각각 표 6.3-8과 6.3-9에 나타내었다. 한 주기 동안 생산되는 플루토늄은 각각 32.0 kg과 37.3kg이고, 희소 악티나이드 잉여량은 각각 2.0 kg과 2.2 kg이었다. 한 주기 당 핵분열 생성물 발생량은 핵연료 비율이 47%와 49%인 경우에 대하여 모두 710 kg이며, 외부 공급되는 감손우라늄의 양은 각각 754 kg과 762 kg이다. 전체적으로 평형노심에 도달한 납 고속로의 핵연료 물질흐름은 소듐 고속로의 경우와 크게 다르지 않았다.

6.3.3 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성

평형 핵연료 주기에 대한 핵분열 생성물의 영향을 평가하기 위해, 여러 가지의 희토류와 비희토류 핵분열생성물의 제거율에 따른 평형노심 계산을 수행하였다. 자급자족하는 노심을 형성하기 위해 외부 핵연료주기 동안 발생 또는 공급되어야 하는 초우라늄 양을 계산하였다. 비희토류 핵분열생성물은 노심으로부터 방출되는 핵분열생성물의 약 20%를 차지하므로 비희토류 핵분열 생성물의 제거율이 100%에서 50%까지 변할 때, 희토류 핵분열 생성물 제거율을 100%에서 20%까지 줄여가면서 평형노심 계산을 수행하였고, 임계도는 한 주기 동안 1.0 이상이 되도록 하였다.

CASE I에 대하여 핵연료 비율이 45%와 47%인 경우의 핵분열 생성물 제거율에 따른 잉여 초우라늄을 그림 6.3-3과 6.3-4에 나타내었다. 핵연료 비율이 45%일 때, 비희토류 핵분열생성물을 100%, 80% 및 60% 제거한 경우에 대해서 각각 희토류 핵분열생성물을 27%, 32% 및 54% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있는 것으로 나타났으며, 핵연료 비율이 47%인 경우, 희토류 핵분열생성물을 28%, 35% 및 61% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있었다.

CASE II의 경우, 그림 6.3-5와 6.3-6에서 보는바와 같이 비희토류 핵분열생성물의

제거율이 100%, 80% 및 60%일 때, 핵연료 비율이 47%인 경우 희토류 핵분열생성물을 33%, 43% 및 92% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있었으며, 핵연료 비율이 49%인 경우 희토류 핵분열생성물을 29%, 37% 및 68% 이상 제거해야 평형노심에 도달할 수 있었다. 평형핵연료 주기에서 핵분열성 물질을 자급자족할 수 있는 노심을 구성할 수 있는 핵분열 생성물의 제거율은 중식비와 밀접하게 관련이 되어있으며, 핵분열 생성물의 제거율을 높이기 위해서는 핵연료 부피비율이 높을수록 유리하다. 납 고속로의 경우, 소듐 고속로에 비해 경화된 스펙트럼으로 인해 의한 낮은 핵연료 비율에서 평형노심 구성이 가능하므로, 핵분열생성물의 제거율에 대한 여유도가 소듐 고속로에 비해 많다.

Table 6.3-1 ENHS system design parameters

Design parameter	ENHS1	ENHS2
Primary Pb coolant circulation	100% natural	With lift-pump
Average linear heat-rate (W/cm)	60	60
Average discharge burnup (MWd/t)	52,000	52,000
Core life (effective full power years)	20	20
Burnup reactivity swing	<1\$	<1\$
Maximum excess reactivity	<1\$	<1\$
Core height (m)	1.25	1.50
Core diameter (m)	1.98	1.87
Fuel rod diameter(cm)	1.0	1.0
Clad thickness (cm)	0.1	0.1
Lattice (hexagonal) pitch (cm)	1.45	1.50
Overall module height (m)	19.6	10.1
Outer module diameter (m)	3.24	3.35
Number of rectangular channels in IHX	135	245
Inner dimensions of channel (cm × cm)	40 × 2.5	50 × 1.0
IHX channel length (m)	13	6
Weight of fueled module for shipment (t)	360	300
Coolant core inlet/outlet temperature (°C)	400/564	400/543
Primary-to-secondary mean ΔT (°C)	49.1	47.3
Number of steam generators per ENHS	8	8
Steam generator module diameter (m)	1.0	1.0
Active length of SG tubes (m)	7.5	7.5

Table 6.3-2 PBWR system design parameters

Parameter	Value
Reactor thermal power (MW)	1260
Reactor electric power (MW)	419
Thermal efficiency (%)	33.3
Pb-Bi core inlet/outlet temperature (°C)	440/545
Pb-Bi mass flow rate (kg/s)	~81,110
Pb-Bi core velocity (m/s)	~3.1
Average linear heat generation rate (kW/m)	25.7
Peak linear heat generation rate (kW/m)	41.1
Peak fuel temperature (°C)	838
Peak clad temperature (°C)	600
Steam dome operating pressure (MPa)	7.0
Degree of steam superheat/steam outlet temperature (°C)	25/311.7
Steam/feed-water mass flow rate (kg/s)	~686
Feed-water temperature (°C)	250
Average chimney void fraction (%)	~45
Chimney height (m)	10
Vessel height/diameter/thickness (m)	20.5/6.0/0.25
Vessel operating temperature (°C)	440
Pb-Bi inventory (kg)	~3.6×10 ⁶

Table 6.3-3 Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE I)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichments(%) (In-/Out-Core)	Breeding Ratio	Burnup Reactivity Swing (pcm)	Peak Linear Power Density (W/cm)	Max. Discharge Burnup (MWd/kg)
45.0	10.30/20.30	1.00403	1306.52	510.40	108.59
	11.53/19.69	1.01448	967.63	489.66	104.06
	12.79/19.03	1.02909	488.00	460.69	97.68
	13.83/17.99	1.04732	159.58	417.73	88.00
	14.35/17.47	1.05397	443.46	391.11	83.29
	14.73/16.79	1.06060	625.63	424.05	86.96
	15.30/15.30	1.07318	540.91	592.83	127.95
47.0	9.65/19.45	1.02205	1091.03	518.31	105.79
	10.85/18.85	1.03167	782.83	497.72	101.50
	12.09/18.21	1.04618	333.26	469.74	95.46
	12.60/17.70	1.05595	28.76	450.85	91.39
	13.24/17.36	1.06260	275.03	426.61	86.10
	14.27/16.33	1.07711	812.06	420.90	82.00
	14.85/14.85	1.09045	785.83	606.85	125.66

Table 6.3-4 Reactor characteristics depending on the TRU content (CASE II)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichments(%) (In-/Out-Core)	Breeding Ratio	Burnup Reactivity Swing (pcm)	Peak Linear Power Density (W/cm)	Max. Discharge Burnup (MWd/kg)
47.0	11.46/23.46	0.99527	1220.33	575.08	144.84
	12.24/21.52	1.02361	68.49	529.66	133.13
	13.17/20.01	1.03715	704.64	483.31	123.82
	13.81/18.21	1.05037	1002.79	528.32	132.39
	14.09/17.33	1.05695	1002.08	568.11	146.78
	14.23/16.33	1.06352	930.01	606.73	160.06
	14.55/14.55	1.07583	661.00	697.96	183.02
49.0	10.83/22.93	1.00679	1244.69	590.91	142.90
	11.54/20.82	1.03598	72.89	544.12	130.96
	12.48/19.32	1.05281	847.73	493.52	121.61
	12.94/18.59	1.05795	1117.09	474.84	116.25
	13.26/17.70	1.06515	1263.39	525.97	125.04
	13.73/15.85	1.07939	1246.62	614.39	154.97
	14.09/14.09	1.09244	984.18	712.01	179.45

Table 6.3-5 Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE I)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichment(%) (In-/Out-Core)	Coolant Void Reactivity (pcm)		Fuel Temperature Coefficient (pcm/K)	
		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
45.0	10.30/20.30	1120.42	1345.46	-1.05646	-1.02744
	11.53/19.69	1349.11	1583.05	-1.09022	-1.06344
	12.79/19.03	1675.30	1901.98	-1.13867	-1.11368
	13.83/17.99	2104.92	2244.16	-1.20290	-1.17085
	14.35/17.47	2300.24	2352.19	-1.23102	-1.18711
	14.73/16.79	2426.52	2397.40	-1.24864	-1.19008
	15.30/15.30	2406.70	2352.04	-1.23884	-1.16429
47.0	9.65/19.45	1121.30	1308.37	-1.07187	-1.04019
	10.85/18.85	1322.79	1517.54	-1.10260	-1.07315
	12.09/18.21	1617.05	1810.10	-1.14811	-1.12104
	12.60/17.70	1812.14	1987.10	-1.17859	-1.15133
	13.24/17.36	2021.78	2151.87	-1.20913	-1.17831
	14.27/16.33	2365.48	2331.12	-1.25960	-1.20282
	14.85/14.85	2355.54	2284.38	-1.24870	-1.17359

Table 6.3-6 Reactivity variation against the TRU enrichment (CASE II)

Fuel Volume Fraction (%)	TRU Enrichment(%) (In-/Out-Core)	Coolant Void Reactivity (pcm)		Fuel Temperature Coefficient (pcm/K)	
		BOEC	EOEC	BOEC	EOEC
47.0	11.46/23.46	1213.29	1782.19	-1.06346	-1.07149
	12.24/21.52	1682.92	2050.87	-1.14778	-1.13076
	13.17/20.01	2042.66	2156.18	-1.20532	-1.14978
	13.81/18.21	2221.27	2168.59	-1.23465	-1.14704
	14.09/17.33	2238.28	2154.35	-1.23721	-1.14055
	14.23/16.33	2219.49	2131.70	-1.23382	-1.13210
	14.55/14.55	2119.01	2070.03	-1.21711	-1.11195
49.0	10.83/22.93	1081.67	1623.90	-1.06134	-1.06875
	11.54/20.82	1542.13	1932.57	-1.14570	-1.13498
	12.48/19.32	1935.01	2074.78	-1.20958	-1.16156
	12.94/18.59	2072.50	2099.44	-1.23214	-1.16398
	13.26/17.70	2155.03	2102.79	-1.24516	-1.16084
	13.73/15.85	2173.44	2070.02	-1.24518	-1.14420
	14.09/14.09	2079.29	2009.18	-1.22636	-1.12134

Table 6.3-7 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 45%, In/Out-Core TRU enrichment: 14.35%/17.47%)

Isotopes	(kg/cycle)					
	Charged	Discharged	Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	6.48	6.07	6.26	0.00	0.00	6.43
U-235	5.05	3.56	3.56	0.00	1.49	5.05
U-236	3.49	3.49	3.49	0.00	0.00	3.49
U-238	10563.60	9810.60	9810.60	0.00	752.99	10563.60
Total U	10578.61	9823.71	9823.90	0.00	754.48	10578.56
PU238	30.75	30.38	31.37	0.78	0.00	30.76
PU239	1192.19	1223.96	1222.74	30.55	0.00	1192.19
PU240	602.72	617.83	617.65	15.43	0.00	602.60
PU241	74.26	82.71	79.66	1.99	0.00	75.06
PU242	63.92	65.63	65.56	1.64	0.00	63.92
Fissile Pu	1266.45	1306.67	1302.40	32.54	0.00	1267.25
Total Pu	1963.84	2020.50	2016.98	50.39	0.00	1964.53
Total Fissile	1271.50	1310.23	1305.96	32.54	1.49	1272.30
NP237	6.55	6.72	6.72	0.17	0.00	6.55
AM241	43.20	37.88	40.80	1.02	0.00	42.40
AM242	3.99	4.10	4.09	0.10	0.00	3.99
AM243	16.53	16.97	16.95	0.42	0.00	16.53
CM242	0.12	1.77	0.53	0.01	0.00	0.17
CM243	0.20	0.22	0.21	0.01	0.00	0.20
CM244	13.51	14.83	14.37	0.36	0.00	13.63
CM245	2.57	2.64	2.63	0.07	0.00	2.57
CM246	1.43	1.47	1.47	0.04	0.00	1.43
Total MA	88.09	86.58	87.78	2.19	0.00	87.46
Total TRU	2051.93	2107.08	2104.76	52.59	0.00	2051.99
FPU5	0.00	1.86	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	70.92	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	417.56	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.42	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	47.38	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.03	0.52	0.03	0.00	0.00	0.03
REU8	0.91	18.76	0.94	0.02	0.00	0.91
REPU9	4.48	91.82	4.59	0.11	0.00	4.48
REPU0	0.45	9.26	0.46	0.01	0.00	0.45
REPU1	0.55	11.23	0.56	0.01	0.00	0.55
DUMP	0.00	0.08	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	578.14	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.42	131.60	6.58	0.16	0.00	6.42
Total	12636.96	12640.61	11935.24	52.75	754.48	12636.96
TRU/Total(%)	16.24	16.67	17.63	99.69	0.00	16.24
MA/Total(%)	0.70	0.68	0.74	4.16	0.00	0.69

Table 6.3-8 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE I (Fuel volume fraction: 47%, In/Out-core TRU enrichment: 12.60%/17.70%)

Isotopes	Charged	Discharged	(kg/cycle)			
			Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	6.77	6.35	6.54	0.00	0.00	6.71
U-235	5.33	3.84	3.84	0.00	1.49	5.33
U-236	3.65	3.65	3.65	0.00	0.00	3.65
U-238	11098.80	10344.24	10344.24	0.00	754.55	11098.80
Total U	11114.54	10358.08	10358.26	0.00	756.05	11114.49
PU238	30.92	30.58	31.56	0.80	0.00	30.92
PU239	1219.45	1252.49	1251.24	31.79	0.00	1219.45
PU240	603.20	618.63	618.43	15.71	0.00	603.08
PU241	73.55	81.96	78.94	2.01	0.00	74.35
PU242	62.88	64.59	64.52	1.64	0.00	62.88
Fissile Pu	1293.00	1334.45	1330.18	33.79	0.00	1293.80
Total Pu	1990.00	2048.25	2044.69	51.95	0.00	1990.69
Total Fissile	1298.33	1338.28	1334.01	33.79	1.49	1299.13
NP237	6.92	7.11	7.10	0.18	0.00	6.92
AM241	43.44	38.21	41.11	1.04	0.00	42.65
AM242	4.01	4.12	4.12	0.10	0.00	4.01
AM243	16.18	16.62	16.60	0.42	0.00	16.18
CM242	0.12	1.75	0.52	0.01	0.00	0.16
CM243	0.20	0.21	0.21	0.01	0.00	0.20
CM244	12.97	14.24	13.81	0.35	0.00	13.08
CM245	2.46	2.53	2.52	0.06	0.00	2.46
CM246	1.34	1.38	1.38	0.04	0.00	1.34
Total MA	87.64	86.16	87.36	2.22	0.00	87.01
Total TRU	2077.64	2134.41	2132.05	54.17	0.00	2077.70
FPU5	0.00	1.87	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	72.57	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	417.07	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.41	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	46.14	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.03	0.52	0.03	0.00	0.00	0.03
REU8	0.94	19.19	0.96	0.02	0.00	0.94
REPU9	4.47	91.72	4.59	0.12	0.00	4.47
REPU0	0.45	9.26	0.46	0.01	0.00	0.45
REPU1	0.53	10.94	0.55	0.01	0.00	0.53
DUMP	0.00	0.07	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	578.06	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.41	131.63	6.58	0.17	0.00	6.41
Total	13198.60	13202.25	12496.90	54.33	756.05	13198.60
TRU/Total(%)	15.74	16.17	17.06	99.69	0.00	15.74
MA/Total(%)	0.66	0.65	0.70	4.08	0.00	0.66

Table 6.3-9 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 47%, In/Out-core TRU enrichment: 13.81%/18.21%)

Isotopes	Charged	Discharged	(kg/cycle)			
			Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	2.37	2.15	2.25	0.00	0.00	2.34
U-235	3.19	1.70	1.70	0.00	1.49	3.19
U-236	1.89	1.89	1.89	0.00	0.00	1.89
U-238	7130.76	6378.18	6378.18	0.00	752.58	7130.76
Total U	7138.21	6383.92	6384.02	0.00	754.07	7138.18
PU238	16.55	16.31	17.03	0.62	0.00	16.54
PU239	786.05	816.75	815.94	29.89	0.00	786.05
PU240	400.06	414.95	414.87	15.20	0.00	399.97
PU241	53.53	60.35	58.13	2.13	0.00	54.11
PU242	43.35	45.04	45.00	1.65	0.00	43.35
Fissile Pu	839.58	877.10	874.07	32.02	0.00	840.16
Total Pu	1299.53	1353.39	1350.96	49.49	0.00	1300.02
Total Fissile	842.77	878.80	875.76	32.02	1.49	843.34
NP237	4.35	4.52	4.51	0.17	0.00	4.35
AM241	22.44	18.59	20.74	0.76	0.00	21.86
AM242	1.94	2.01	2.01	0.07	0.00	1.94
AM243	10.99	11.42	11.41	0.42	0.00	10.99
CM242	0.08	1.22	0.36	0.01	0.00	0.11
CM243	0.15	0.16	0.16	0.01	0.00	0.15
CM244	10.49	11.66	11.30	0.41	0.00	10.59
CM245	2.02	2.10	2.10	0.08	0.00	2.02
CM246	1.12	1.16	1.16	0.04	0.00	1.12
Total MA	53.57	52.84	53.75	1.97	0.00	53.12
Total TRU	1353.11	1406.23	1404.71	51.46	0.00	1353.14
FPU5	0.00	1.44	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	70.91	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	417.23	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	40.16	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	49.58	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.02	0.40	0.02	0.00	0.00	0.02
REU8	0.90	18.74	0.94	0.03	0.00	0.90
REPU9	4.42	91.70	4.58	0.17	0.00	4.42
REPU0	0.44	9.20	0.46	0.02	0.00	0.44
REPU1	0.57	11.75	0.59	0.02	0.00	0.57
DUMP	0.00	0.09	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	579.32	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.35	131.79	6.59	0.24	0.00	6.35
Total	8497.66	8501.34	7795.31	51.71	754.07	8497.67
TRU/Total(%)	15.92	16.54	18.02	99.53	0.00	15.92
MA/Total(%)	0.63	0.62	0.69	3.81	0.00	0.63

Table 6.3-10 Mass flow of the equilibrium fuel cycle for CASE II (Fuel volume fraction: 49%, In/Out-core TRU enrichment: 12.94%/18.59%)

Isotopes	(kg/cycle)					
	Charged	Discharged	Recovered in Reprocessing	Reprocessed and Sold	External Feed	After Fabrication
U-234	2.50	2.27	2.38	0.00	0.00	2.47
U-235	3.29	1.78	1.78	0.00	1.50	3.29
U-236	1.98	1.98	1.98	0.00	0.00	1.98
U-238	7458.96	6698.52	6698.52	0.00	760.43	7458.96
Total U	7466.74	6704.56	6704.67	0.00	761.93	7466.71
PU238	16.88	16.74	17.45	0.72	0.00	16.87
PU239	816.01	851.77	850.92	34.91	0.00	816.01
PU240	404.57	421.60	421.50	17.29	0.00	404.48
PU241	53.46	60.54	58.31	2.39	0.00	54.03
PU242	42.31	44.17	44.12	1.81	0.00	42.31
Fissile Pu	869.47	912.31	909.23	37.30	0.00	870.04
Total Pu	1333.23	1394.80	1392.30	57.12	0.00	1333.71
Total Fissile	872.76	914.09	911.01	37.30	1.50	873.33
NP237	4.65	4.86	4.85	0.20	0.00	4.65
AM241	22.79	19.05	21.20	0.87	0.00	22.21
AM242	1.98	2.06	2.06	0.08	0.00	1.98
AM243	10.62	11.08	11.07	0.45	0.00	10.62
CM242	0.08	1.22	0.37	0.01	0.00	0.11
CM243	0.15	0.16	0.16	0.01	0.00	0.15
CM244	9.85	10.99	10.66	0.44	0.00	9.94
CM245	1.88	1.96	1.96	0.08	0.00	1.88
CM246	1.00	1.04	1.04	0.04	0.00	1.00
Total MA	52.99	52.43	53.37	2.19	0.00	52.53
Total TRU	1386.21	1447.23	1445.66	59.31	0.00	1386.24
FPU5	0.00	1.47	0.00	0.00	0.00	0.00
FPU8	0.00	72.69	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU9	0.00	417.97	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU0	0.00	39.62	0.00	0.00	0.00	0.00
FPPU1	0.00	47.54	0.00	0.00	0.00	0.00
REU5	0.02	0.41	0.02	0.00	0.00	0.02
REU8	0.92	19.21	0.96	0.04	0.00	0.92
REPU9	4.40	91.84	4.59	0.19	0.00	4.40
REPU0	0.44	9.07	0.45	0.02	0.00	0.44
REPU1	0.54	11.26	0.56	0.02	0.00	0.54
DUMP	0.00	0.08	0.00	0.00	0.00	0.00
Total FP	0.00	579.28	0.00	0.00	0.00	0.00
Total RE	6.32	131.79	6.59	0.27	0.00	6.32
Total	8859.27	8862.95	8156.92	59.58	761.93	8859.27
TRU/Total(%)	15.65	16.33	17.72	99.55	0.00	15.65
MA/Total(%)	0.60	0.59	0.65	3.67	0.00	0.59

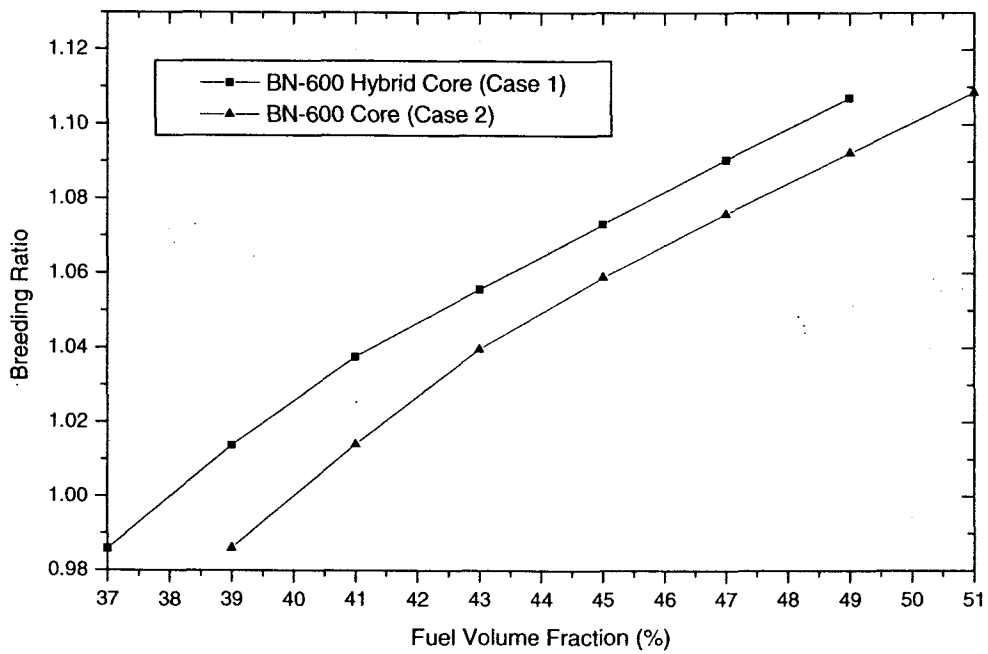


Figure 6.3-1 Breeding ratio against the fuel volume fraction

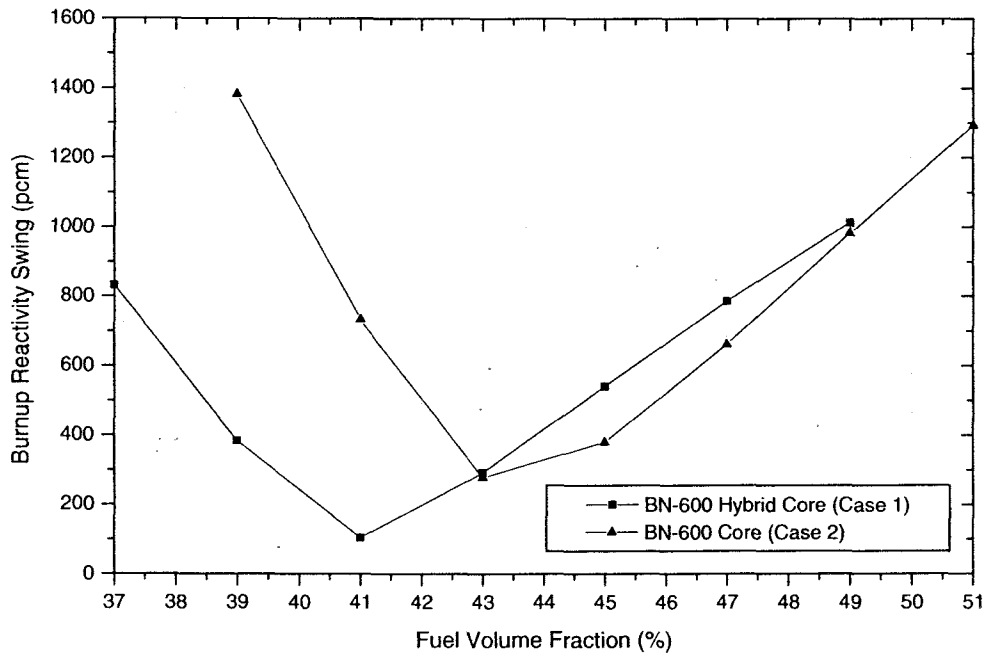


Figure 6.3-2 Burnup reactivity swing against the fuel volume fraction

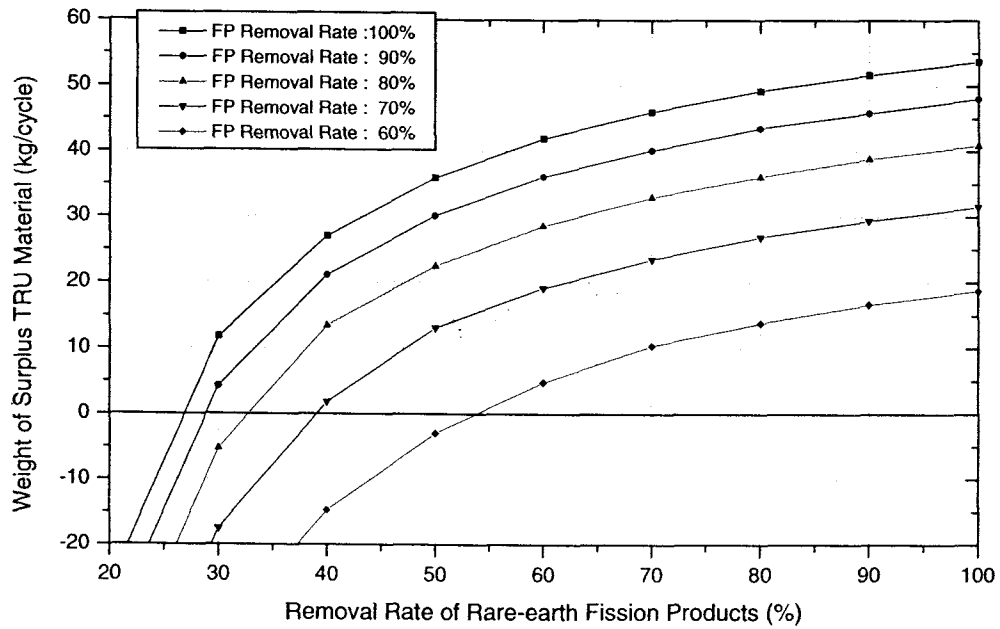


Figure 6.3-3 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 45%)

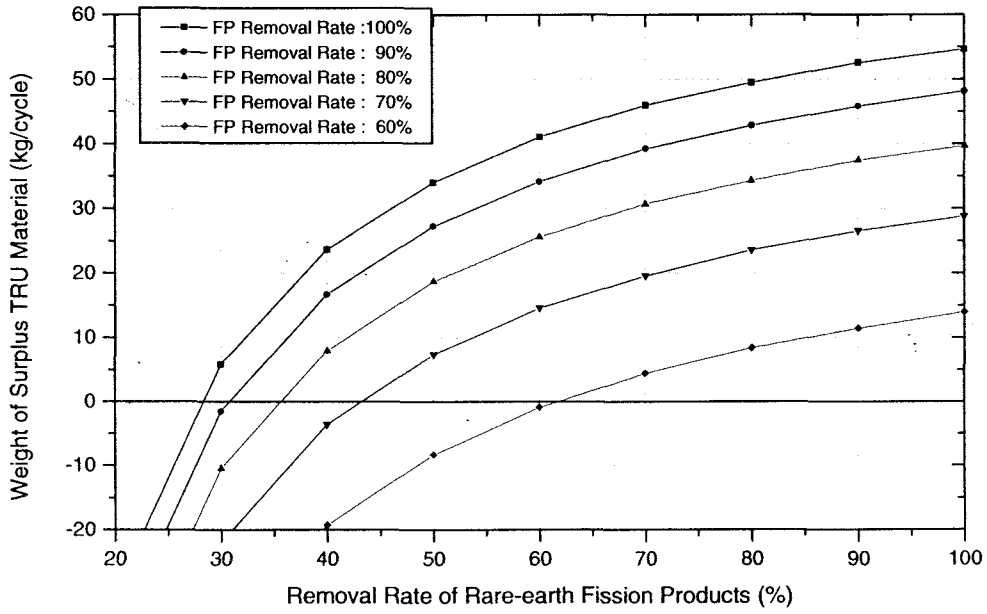


Figure 6.3-4 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE I, Fuel volume fraction: 47%)

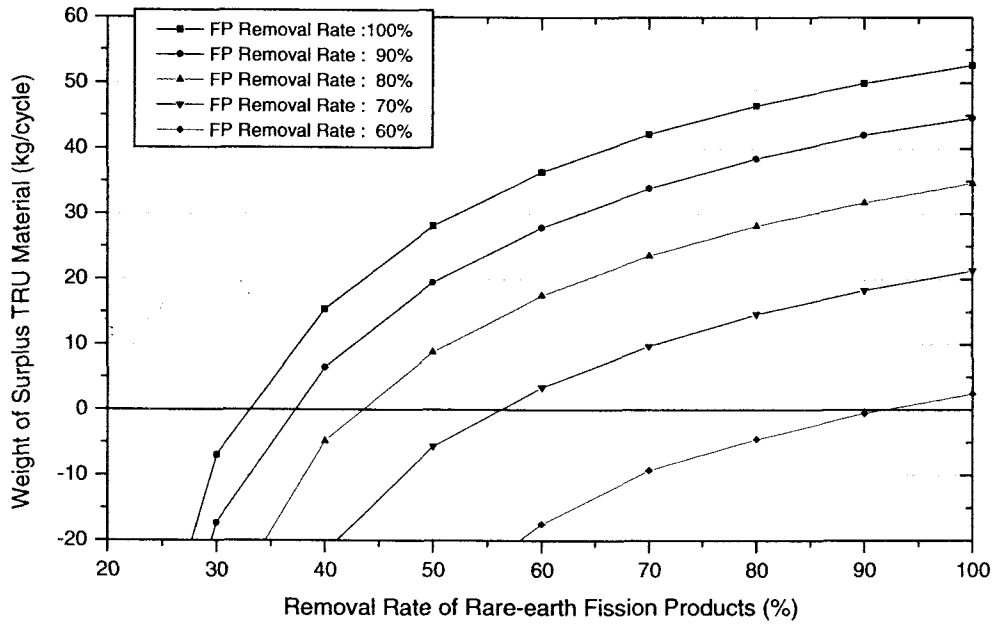


Figure 6.3-5 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 47%)

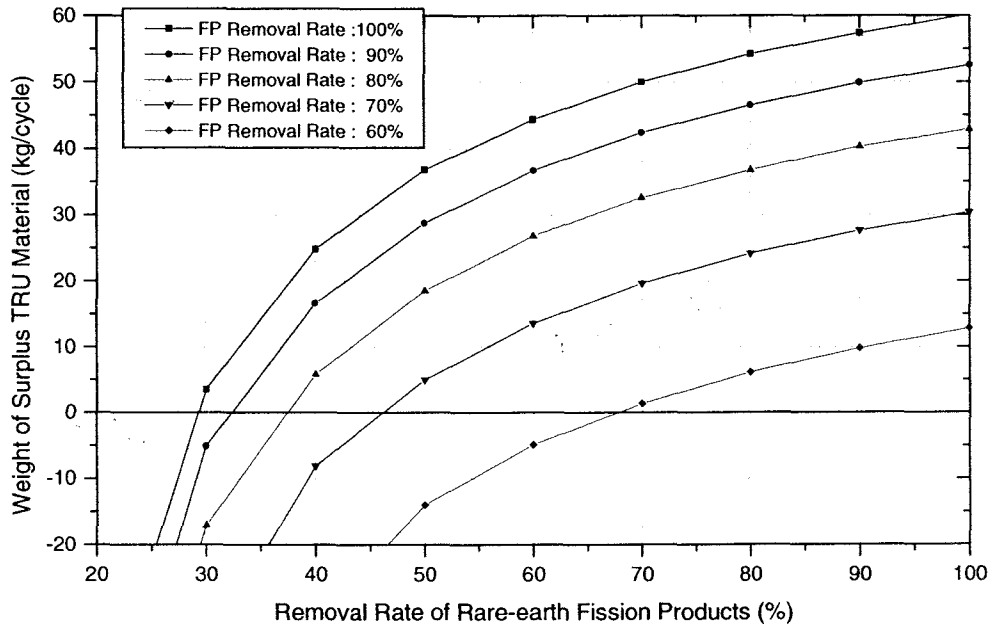


Figure 6.3-6 Amount of surplus TRU material against the removal rate of fission products (CASE II, Fuel volume fraction: 49%)

6.4 가스냉각 고속로 예비 분석

가스 고속로의 예비 분석에는 현재 유럽에서 개발 중인 가스로 모델을 사용하였다. 가스로는 1960년대부터 미국과 유럽에서 연구되어 오고 있으며, 여러 개의 실증로가 설계되고 건조되었으나, 아직까지는 상용으로 보급되지는 않은 상태이다.[29-32] 그러나 액금로에 비해 여러 가지 장점을 보유하고 있으며, 현재 제 4세대 원자로의 하나로 국제적으로 그 연구가 활발히 진행되고 있다. 본 연구에 사용된 가스로의 개요는 다음과 같다.

- 원자로 출력: 600 MWth
- 노심 크기: 10.3 m³ (반경 143.2 cm, 높이 170 cm)
- 핵연료 장전량: 28 톤 (악티나이드)
- 핵연료 종류: 플루토늄/우라늄 카바이드 불활성 매트릭스 (상용 플루토늄)
- 핵연료 농축도: 17 vol% 플루토늄 카바이드
- 핵연료 블록 크기: 직경 21.5 cm (평면 대 평면)
- 핵연료 블록 수: 142
- 반사체 블록 수: 180

선정된 노형으로 구성되는 핵연료주기의 사용후 핵연료 재순환 능력을 평가하기 위하여 재순환 핵연료/원자로의 잉여 반응도, 핵연료물질 공급량, 사용후 핵연료 방출량 등을 분석하였다. 또한 재순환 주기에 영향을 미칠 수 있는 핵분열 생성물 회수율 그리고 악티나이드의 공정 손실 등도 분석하였다.

6.4.1 가스냉각 고속로 기준노심

가스로 해석에는 유럽에서 개발된 ERANOS[33] 코드를 사용하였다. 격자상수 계산은 JEF2.2 핵자료를 사용하는 ECCO 모듈에 의해 생산된다. 계산의 효율성을 위해 33-군 중성자 확산 계산을 수행하였다.

핵적 특성

플루토늄/우라늄 핵연료로 구성된 초기 노심의 계산을 위해 3배치 모델을 사용한

연소계산을 수행하였다. 노심의 임계도는 두 번째 주기 말에서 영이 되며, 핵연료의 방출 연소도는 5 wt%가 되도록 맞추었다. 이때 한 주기의 길이는 782 일이며, 핵연료의 노내 체류기간은 2,346 일(6.4 년)에 해당한다. 플루토늄 농축도 (플루토늄/우라늄 핵연료에서 플루토늄 핵연료의 체적 비)는 내부 및 외부 노심에서 각각 14.9% 및 18.6% 이다. 선형 반응도 모델을 사용한 반응도 감소치는 한 주기 당 1566 pcm 이다. 노심의 핵적 특성과 최대출력은 표 6.4-1에 정리되어있다. 이 표에서 EOL은 세 번째 주기 말을 의미한다 (2346 일). 전 노심의 증식이득은 약간 음의 값을 갖는다. 증식이득의 음의 성분은 상대적으로 높은 핵분열성 물질 함량을 갖는 외부 노심으로부터 나오게 된다. 초기 노심에서 내부노심에 대한 외부노심의 농축비는 0.8(핵분열성 물질량의 비로는 0.81)이다. 그러나 외부 노심의 핵분열성 물질이 연소함에 따라 주기 말이 되면 핵분열성 물질 비가 0.89가 되며 내부 노심의 최대출력이 외부 노심의 최대출력 보다 커지게 된다.

반응도의 변화 경향은 일반적으로 핵종 함량의 변화와 일치한다. 노심의 잉여반응도는 핵분열성 물질의 발생으로 연소에 따라 감소한다. 기포반응도는 주기 말 상태에서 21% 증가하는데, 이는 중성자 속 준위가 핵분열성 물질 감소를 보상하기 위해 증가하기 때문이다. 도플러 반응도는 ^{238}U 의 감소에 따라 19% 감소한다. 지발중성자비(β_{eff})와 촉발중성자 수명(Λ)과 같은 동특성 상수는 ^{235}U 연소와 ^{238}U 흡수에 따라 7% 정도 감소하게 된다. 특히 촉발중성자 수명의 크기는 열중성자 원자로에 비해 약 100 배 적게 나타난다. 가스고속로의 촉발중성자 수명은 혼합핵연료가 장전된 액금로와 비슷하다. 그러나 가스 냉각재의 연전도도가 액체금속에 비해 매우 낮기 때문에 (600°K 헬륨 $\kappa=0.0188$ W/m $^{\circ}\text{K}$, 293°K 소듐 $\kappa=11.2$ W/m $^{\circ}\text{K}$), 중대사고 시 가스고속로의 건전성은 계속해서 평가할 필요가 있다.

반응도 상수

주기 초에서의 기포반응도와 도플러 상수는 ERANOS 코드의 섭동이론을 사용하여 더 분석할 수 있다. 기포반응도는 노심에서의 탄성산란에 의해 가장 크게 지배되고 있다. 냉각재가 유실되는 경우 냉각재 지역에서의 산란반응이 감소하게 되며, 이는 1 MeV 지역에서 가장 크게 나타난다. 도플러상수는 증식 핵종의 중성자 흡수반응에 의해 지배를 받는데 1 keV 지역에서 가장 크게 나타난다. 핵분열 단면

적의 공명확장에 의한 음의 반응도 영향이 있으나, 전체 도플러상수에 13% 정도만 기여를 하고 있다. 지발중성자 비는 핵종별로 분할할 수 있는데, ^{238}U 의 기여도가 44%로 가장 큰 것으로 나타났다.

중식 이득

지수 매트릭스 방법을 사용하면 중식이득을 핵종 그리고 반응종류 별로 분할할 수 있다. 양의 중식이득은 대부분 ^{239}Np 의 방사선 붕괴(0.52981)와 ^{240}Pu 의 중성자 흡수(0.07819)에 기인한다. 음의 중식이득은 ^{239}Pu 의 흡수/핵분열(-0.35764), ^{241}Pu 의 흡수/핵분열(-0.09094) 그리고 ^{238}U 의 중성자흡수(-0.20076)에 기인한다. 그러나 ^{238}U 의 중성자 흡수가 ^{239}Pu 로 천이되는 ^{239}Np 를 생산하기 때문에 ^{238}U 의 중성자 흡수는 궁극적으로 양의 값(0.32909)으로 취급될 수 있다. 중식이득이 초기 조성 과 연소 중성자속에 의해 영향을 받는 것은 당연하다. 이러한 변수에 의한 영향도 민감도 계수를 사용하여 평가되었다.

기준노심에 있어서 농축도에 대한 중식이득의 민감도는 -27.7%이다. 따라서 중식이득(또는 중식비)를 증가시키기 위해서는 농축도가 감소해야 한다. 그러나 이것은 원자로 임계조건에 의해 제약을 받게 된다. 따라서 이를 극복할 수 있는 한 가지 방법은 노심 내에서의 핵연료 비율을 증가시키는 것인데 이 또한 냉각기능과 연계해서 고려해야 할 것이다. 중성자 속 준위가 중식이득에 미치는 영향에 대해서는, 민감도를 두 개의 항으로 구분할 수 있다. 67 keV와 20 MeV 사이의 고 에너지 영역에서는 음의 영향이 있고, 0.7 keV와 67 keV 사이의 에너지 영역에서는 양의 영향이 있는 것으로 나타났다. 그러나 중성자속의 민감도 크기는 핵종에 대한 민감도에 비해 상당히 적다. 즉 전체 중성자속에 대한 중식이득의 민감도는 -0.56%이다. 따라서 원자로 출력밀도가 증가하게 되면 비록 그 크기는 작으나 중식이득은 감소할 것이다.

6.4.2 가스냉각 고속로 재순환

기준 노심의 중식이득은 음의 값이나 실제로 거의 영에 가깝다. 본 연구에서 제시된 가스고속로에서는, 모든 악티나이드가 연소에 따른 감소를 보상하기 위해 새

로운 핵연료물질과 혼합되어 순환하게 된다. 이 핵연료 주기에서는 우라늄 핵종이 연속적으로 상위 핵종으로 천이되기 때문에 노심의 증식능력은 재순환이 진행됨에 따라 증가한다. 따라서 재순환 계산은 가스고속로의 재순환 특성과 그 가능성을 평가하는 측면에서 수행되었다. 재순환 계산은 ERANOS 연소도 계산에서 얻은 물질 흐름을 사용하여 수행할 수 있다. 이러한 재순환 계산은 연속적인 핵주기가 형성되도록 핵연료의 조성을 결정하는 작업으로 ERANOS 계산 결과를 사용하여 별도로 수행하였다. 이때 계산에 사용된 조건은 다음과 같다.

- 사용후 핵연료는 5년의 냉각기간을 거친 후 건식공정을 통하여 모든 악티나이드는 회수되며, 핵분열 생성물은 제거한다.
- 핵연료는 외부 노심에서 연소가 빠르게 진행되고 내부 노심에서는 증식이 진행되므로, 내부 노심과 외부 노심 간에 사용후 핵연료 물질을 교환하여 사용할 수 있다.
- 천연우라늄과 재처리 플루토늄을 각각 증식과 핵분열성 공급물질로 사용한다.
- 노심에서의 핵분열성 물질 증식이 너무 많으면, 잉여의 핵연료물질은 건식공정 후 매각되는 것으로 가정한다.
- 핵연료의 핵분열성 물질의 양은 연속되는 핵 주기에서 원자료가 임계도를 유지하도록 결정한다.

공급물질의 양은 악티나이드와 핵분열성 물질의 흐름으로부터 구할 수 있다. 일반적인 해석을 위해 물질흐름 분석은 핵분열 생성물의 양을 고려하도록 수행하였다. 물질흐름 계산에서, 초기 악티나이드의 양은 잔존 악티나이드, 핵분열생성물, 핵물질 교환(내부/외부 노심 간), 천연우라늄 공급, 그리고 플루토늄 공급량과 균형을 맞추어야 한다. 또한 초기 핵분열성 물질의 양은 잔존 핵분열성 물질량과 핵분열성 물질 공급량과 균형을 맞추어야 한다. 공급물질의 양은 내부/외부 노심 간 물질흐름의 양을 최저치에서 점차적으로 증가시켜가며 플루토늄의 공급량이 최소가 되도록 결정하였다. 만일 공급물질의 양이 음의 값이 나오면, 잉여 매각 물질의 양은 물질흐름 관계식에 매각 항을 추가하여 구하도록 한다. 기준노심에 대해 7회의 재순환 계산을 성공적으로 수행하였다. 이는 초기 핵주기를 포함하여 51.4 일에 해당된다. 노물리 특성 변수와 잉여반응도의 변화를 각각 표 6.4-2와 그림 6.4-1에 제시하였다.

그림 6.4-1에서 보듯이 초기 잉여 반응도 및 주기 당 반응도 감소량은 재순환이 진행됨에 따라 크게 감소함을 알 수 있다. 또한 결과에서 보듯이 두 번째 재순환부터 증식이득이 양의 값으로 바뀌고 있다. 핵연료가 연속적으로 재순환되면 상위 악티나이드 양은 증가하며, 안전성관련 변수 (기포반응도, 도플러 상수, 지발중성자 비 그리고 촉발 중성자 생성시간) 들은 성능이 저하된다. 그러나 주기 초 및 주기 말의 최대출력으로 표현되는 출력 분포는 안정된 결과를 보여준다. 이는 내부/외부 노심의 기준 농축도 비가 전체적인 재순환 계산에서 일정하게 유지되기 때문이다. 기준노심의 물질흐름은 그림 6.4-2에 도시되어 있다. 기준노심은 3번째 재순환까지 플루토늄 공급을 필요로 하며, 4번째 주기부터는 잉여의 악티나이드를 방출하게 되는데, 이는 증식이득의 변화 추이와 일치하는 현상이다.

재순환 노심의 특성은 핵연료조성이 초기노심 상태에서부터 변화한 양에 의해 결정된다. 재순환이 진행됨에 따라 노심의 증식능력은 점진적으로 증가하며 핵분열성 물질의 양은 감소하게 된다. 또한 재순환을 통해 희소 악티나이드의 양은 증가한다. 그리고 재순환 핵연료에서는 우라늄의 비는 감소하고 상위 악티나이드인 플루토늄의 양은 증가한다. 핵분열성 물질에 대해서는, 7번째 재순환을 거치고 나면 ^{235}U 의 함량은 무시할 정도로 감소하며, ^{239}Pu 가 핵분열성 물질의 주종을 이룬다.

6.4.3 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성

기준 노심의 재순환 계산은 모든 악티나이드가 회수되고 핵분열 생성물은 모두 제거된다는 가정 하에 수행하였다. 그러나 현실적으로 사용후 핵연료의 처리 및 새로운 핵연료의 제조 공정 중 손실이 발생하며, 핵분열 생성물의 일부도 이들의 화학적 특성으로 건식공정 중 악티나이드와 함께 움직일 수 있다. 따라서 현재와 같은 타당성 분석 단계에서는 공정 손실과 핵분열 생성물의 재순환을 가정하여 이들의 영향을 평가하여 보는 것이 합리적일 수 있다. 본 연구에서는 공정 손실을 0.1%에서 0.5%까지 변화시키고, 핵분열 생성물 순환 정도를 1%에서 5%까지 변화시키며 민감도 분석을 수행하였다.

본 연구에서는 두 가지 경우에 대해 공정 변수의 영향을 평가하여 그 결과를 그림 6.4-3에 도시하였다. 첫째 경우는 공정 손실과 핵분열 생성물 순환이 각각

0.1% 및 1.0%인 경우이며, 두 번째 경우는 공정 손실과 핵분열 생성물 순환이 각각 1.0% 및 5.0%인 경우이다. 그림에서 보듯이 공정 손실과 핵분열 생성물 순환이 반영되더라도 노심 잉여반응도 측면에서는 변화가 없음을 알 수 있다. 노심 특성에 대한 공정 변수들의 영향은 표 6.4-3과 6.4-4에 자세히 정리되어 있다. 그러나 표 6.4-5에서 보듯이 공정 변수들은 물질 흐름에 직접적인 영향을 주고 있다. 만일 공정 손실이 발생하게 되면, 악티나이드 물질의 손실을 보상하기 위해 우라늄과 플루토늄 공급량이 증가한다. 핵분열 생성물이 악티나이드와 함께 순환되는 경우에는 재순환 핵연료의 핵분열성 물질의 양은 증가해야 하며 이에 따라 중식 핵종의 양은 감소해서 노심의 반응도를 유지하여야 한다.

Table 6.4-1 GFR reference core characteristics

	Beginning-of-life (BOL)	End-of-life (EOL)
Reactivity swing per cycle (pcm)	1516	
Void reactivity (pcm)	168.8	205.0
Doppler reactivity (pcm)	2260.4	1836.7
Delayed neutron fraction (pcm)	380.7	355.1
Neutron generation time (sec)	9.04×10^{-7}	8.43×10^{-7}
Peak power density (W/cm ³)		
Inner core	78.0	86.7
Outer core	81.2	76.9
Peak linear power (W/cm)		
Inner core	102.2	113.7
Outer core	106.5	100.8
Breeding gain of a fuel cycle		
Inner core	-0.00032	
Outer core	-0.04723	
Total	-0.04755	

Table 6.4-2 GFR reference core recycling characteristics

Recycle	Breeding gain	$\Delta\rho_{BU}$	ρ_{Void} (BOL)	$\rho_{Doppler}$ (BOL)	β_{eff} (BOL)	Peak power (W/cm ³)	Peak power (W/cm)
0	-0.04755	4344.4	168.8	2260.4	380.7	86.7	113.7
1	-0.00687	2261.4	191.2	2099.9	356.6	86.8	113.9
2	0.01163	1379.4	202.0	2033.3	346.7	86.8	113.8
3	0.02125	940.3	207.8	2001.1	342.2	86.5	113.4
4	0.02706	678.4	211.5	1981.7	339.9	86.0	112.8
5	0.03088	502.2	214.1	1966.9	338.5	85.5	112.1
6	0.03349	384.4	215.9	1955.7	337.6	84.9	111.3
7	0.03536	301.9	217.2	1946.8	337.0	84.4	110.6

Table 6.4-3 GFR core recycling characteristics (Process loss=0.1%, FP recycle=1.0%)

Recycle	Breeding Gain	ρ_{initial}	$\Delta\rho_{\text{BU}}$	ρ_{Void} (BOL)	ρ_{Doppler} (BOL)	β_{eff} (BOL)	Λ (BOL)
0	-0.04755	3032.3	4344.4	168.8	2260.4	380.7	9.04×10^{-7}
1	-0.00745	1459.7	2293.9	191.2	2093.7	356.5	8.64×10^{-7}
2	0.01096	797.9	1412.8	202.0	2026.6	346.6	8.45×10^{-7}
3	0.02058	465.0	968.0	207.9	1994.0	342.1	8.35×10^{-7}
4	0.02636	268.2	704.3	211.7	1974.4	339.8	8.29×10^{-7}
5	0.03021	140.9	530.0	214.2	1959.9	338.4	8.24×10^{-7}
6	0.03293	51.37	408.4	216.0	1948.6	337.4	8.21×10^{-7}
7	0.03486	-11.2	323.9	217.4	1939.5	336.8	8.18×10^{-7}

Table 6.4-4 GFR core recycling characteristics (Process loss=0.5%, FP recycle=5.0%)

Recycle	Breeding Gain	ρ_{initial}	$\Delta\rho_{\text{BU}}$	ρ_{Void} (BOL)	ρ_{Doppler} (BOL)	β_{eff} (BOL)	Λ (BOL)
0	-0.04755	3032.3	4344.4	168.8	2260.4	380.7	9.04×10^{-7}
1	-0.00980	1542.2	2409.6	191.4	2067.0	355.9	8.58×10^{-7}
2	0.00830	888.2	1541.2	202.1	1999.5	346.1	8.39×10^{-7}
3	0.01777	557.8	1095.1	208.1	1966.2	341.6	8.29×10^{-7}
4	0.02352	358.9	831.4	211.8	1947.0	339.4	8.23×10^{-7}
5	0.02733	231.9	660.0	214.3	1933.4	338.0	8.19×10^{-7}
6	0.03001	145.2	536.0	216.3	1921.2	337.1	8.15×10^{-7}
7	0.03204	79.2	445.7	217.7	1911.7	336.4	8.12×10^{-7}

Table 6.4-5 Effect of process parameters on the GFR mass flow

Process loss (%)	Fission product contamination (%)	Accumulated mass flow after 7 recycles (kg)		
		Natural uranium	Reprocessed plutonium	Surplus
0.0	0.0	11205.4	334.4	249.9
0.1	0.0	11290.5	356.5	144.9
0.5	0.0	11870.7	484.5	0.0
0.1	1.0	11246.9	371.6	126.7
0.5	5.0	11699.8	599.7	0.0

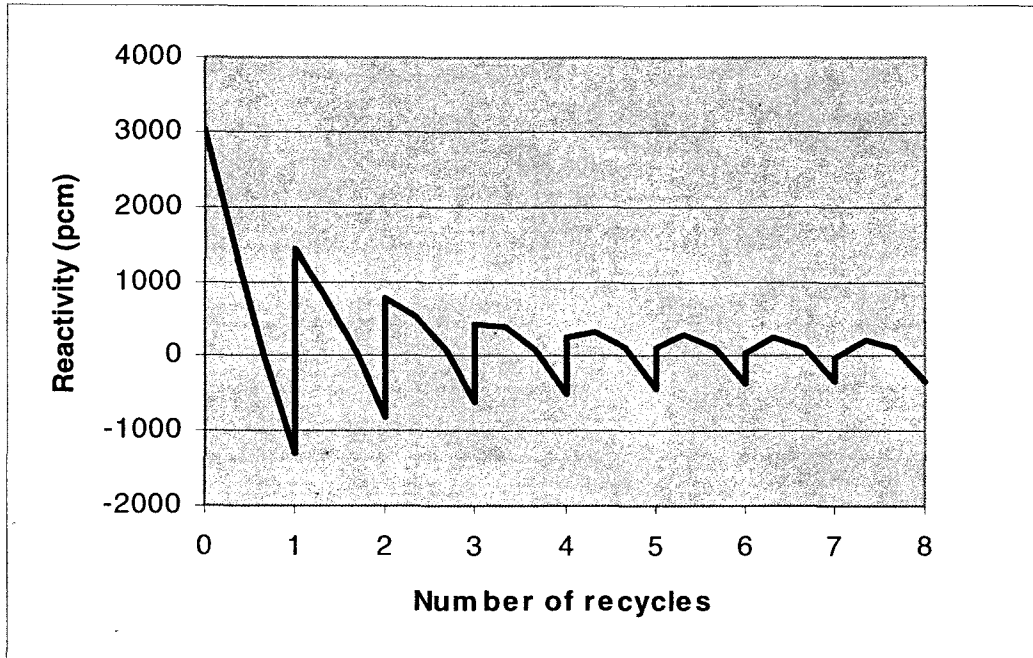


Figure 6.4-1 Reactivity change of the reference GFR

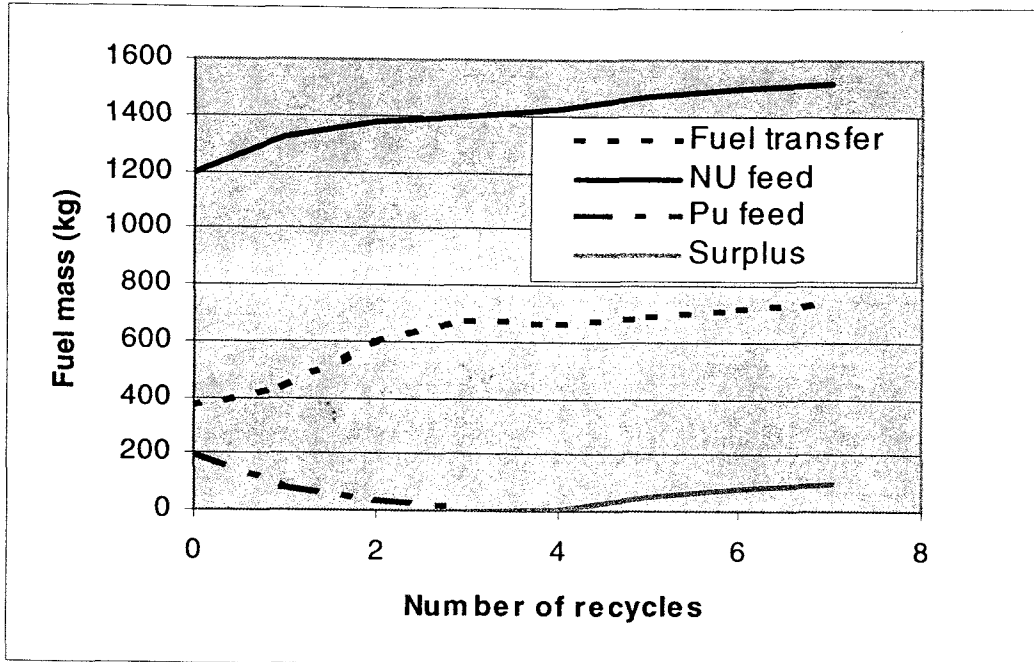


Figure 6.4-2 Material flow of the reference GFR

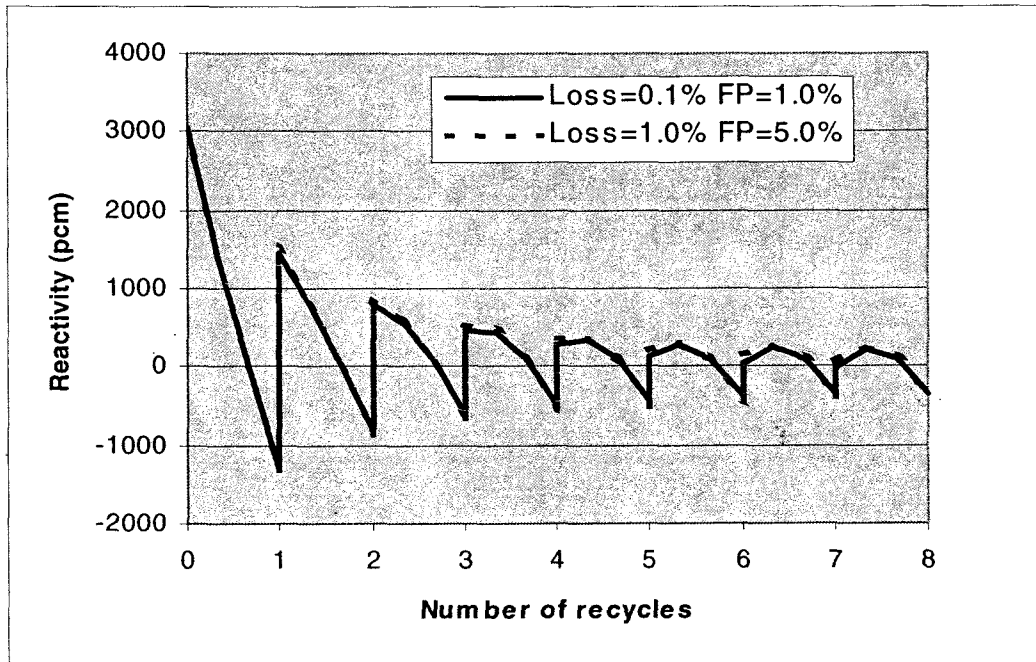


Figure 6.4-3 Effect of process parameters on the GFR core reactivity

6.5 건식공정 핵연료 중수로 분석

기존의 듀픽 핵연료 연구는 경수로 사용후 핵연료를 중수로에 장전하는 개념을 대상으로 하였다. 본 연구에서는 기존의 중수로와는 다른 형태의 중수를 대상으로 건식공정 핵연료를 활용하는 방안에 대한 예비 해석을 수행하였다. 예비 해석의 대상은 가까운 시일에 실용화가 기대되는 신형 중수로(ACR)와 기존의 중수로에 톨륨 핵연료를 사용하는 중수로 톨륨 핵연료 주기를 선정하였다.

6.5.1 신형 중수로 예비 분석

ACR은 캐나다 원자력공사가 개발한 차세대 중수로이며, 현재의 원자로 보다 혁신적으로 전력 생산 단가를 낮춰 천연가스 병합 발전과 경쟁력을 갖도록 하는 것을 목적으로 개발되었다. ACR을 기존의 중수로에서의 장점을 그대로 유지하면서 경제성과 고유 안전성을 크게 향상시켰다. 현재 설계된 ACR은 약 750 MWe의 정격출력을 갖도록 설계되었다.

원자로 특성

신형 중수로는 경수 냉각수 사용에 따른 중수 양의 감소, 43-봉 핵연료 다발 사용에 따른 최대 채널 및 다발 출력의 상승, 고온/고압 냉각수 사용에 따른 열/전기 전환 효율의 증가, 원자로 노심 및 건물 크기 축소에 따른 비용절감 등과 같은 설계 개선을 반영하였다. 그리고 냉각재 기포상수 감소시키고, 출력에 대한 부반응도 궤환 효과를 증가시켰으며, 사용후 핵연료 다발 수를 1/3로 감소시켜, 원자로 인허가, 제어 능력 그리고 폐기물 감량에서 성능이 향상되었다. 신형 중수로의 초기 모델 제원 및 반응도 특성은 표 6.5-1과 6.5-2에 각각 제시되어 있다.

건식 재가공 핵연료 적용 타당성 평가

신형 중수로 초기 모델의 격자특성을 계산하기 위해서 핵연료 조성은 다음과 같이 저농축 우라늄 3 가지와 건식 핵연료 2 가지의 조성을 고려하였다. 이 때 사용한 핵연료 격자의 온도는 핵연료 봉, 피복재/냉각재/압력관 그리고 칼란드리

아관/감속재에 대해 각각 1010.16, 573.16 그리고 353.16°K이다.

- 1.5 wt% 저농축 우라늄 (4.6 wt% Dy): 1.5 wt% 저농축 우라늄, 중심 핵연료 봉에 4.6 wt% Dy 포함
- 2.0 wt% 저농축 우라늄 (4.6 wt% Dy): 2.0 wt% 저농축 우라늄, 중심 핵연료 봉에 4.6 wt% Dy 포함
- 2.5 wt% 저농축 우라늄 (4.6 wt% Dy): 2.5 wt% 저농축 우라늄, 중심 핵연료 봉에 4.6 wt% Dy 포함
- 듀픽 + 15% 저농축 우라늄 (Dy 없음): 기준 듀픽 핵연료에 5 wt% 저농축우라늄을 15% 포함
- 듀픽 + 20% 저농축 우라늄 (Dy 없음): 기준 듀픽 핵연료에 5 wt% 저농축우라늄을 20% 포함

무한증배 계수, 냉각재 기포상수, 냉각재 온도계수, 핵연료 온도계수 그리고 감속재 온도계수 변화를 그림 6.5-3에서 6.5-7에 도시하였으며, 보론 반응도가는 표 6.5-3에 제시하였다. 2.0 wt% 저농축 우라늄 (4.6 wt% Dy)의 경우, 무한증배 계수의 변화를 살펴보면 약 20,000 MWd/t 정도의 방출연소도가 가능하며, 듀픽 핵연료의 경우 5 wt%의 농축우라늄을 약 20% 정도 섞어야 약 20,000 MWd/t 정도의 방출연소도가 가능할 것으로 예측된다. 냉각재 기포상수의 경우, 장전 초기를 제외하면 음의 값을 유지하고, 듀픽 핵연료의 경우 Dy를 섞지 않아도 장전초기부터 냉각재 기포 상수는 음의 값을 나타내고 있다. 냉각재 온도계수는 전체적으로 음의 값을 유지하고, 듀픽 핵연료의 경우 냉각재의 온도가 올라갈수록 냉각재 온도계수는 더욱 음의 값을 나타낸다. 핵연료 온도계수의 경우, 전체적으로 음의 값을 유지하고, 저농축 우라늄의 경우는 농축도가 낮을수록 핵연료 온도계수가 낮고, 듀픽의 경우는 거의 비슷하게 나타난다. 감속재 온도계수는 모든 경우에 대해 음의 값을 유지하고 있다. 보론 반응도도 모든 경우에 대해서 음의 값을 나타내었다.

6.5.2 중수로 토륨 핵연료 분석 모델

차세대 원자로 기술개발에서는 핵 물질 폐기물의 양을 최소화하려는 연구가 많이 진행되고 있다. 1990년대 초에 액체 금속로를 사용한 재순환 주기 개념이 제시된 바 있는데 이는 사용후 핵연료로부터 악티나이드를 추출하기 위해 고온금속

(pyro-metallurgical) 공정을 사용한다. 재순환 주기에서는 적절한 재처리 기술을 활용하면 모든 악티나이드 물질을 원자로 수명기간 동안에 원자로 내에 가두어둘 수 있어서, 고준위 폐기물의 발생 없이 계속적으로 원자로 운전이 가능하다. 본 연구에서는 현재 상용도로 운전되는 열중성자 원자로 계통을 사용한 재순환 주기 가능성을 평가하고자 한다.

재순환 동안 충분한 잉여반응도를 유지하기 위해서는 핵연료가 자체적으로 최소한의 핵분열성 물질을 증식하여야 한다. 본 연구에서는 토륨을 증식물질로 사용하는데, 그림 6.5-8에서 보듯이 ^{232}Th 의 열에너지 영역에서의 흡수단면적이 7.4 barn으로 ^{238}U 의 2.7 barn에 비해 훨씬 크기 때문이다. 토륨으로부터 생성된 ^{233}U 은 다른 핵분열성 물질에 비해 우수한 핵분열 수율을 가지고 있다. 열중성자 영역과 아열중성자 에너지 영역에서 중성자 흡수 당 방출 중성자수(η)가 2보다 크다. 이는 연소 시 반응도 변화를 줄일 수 있다. 그리고 토륨은 천연상태에서 우라늄보다 풍부하게 매장되어 있다. 산화물의 형태인 핵연료로 제조 시 산화우라늄의 경우보다 열전도도가 높으며 높은 용융점을 보이고 있어 보다 안정화된 핵연료 특성을 보인다. 기존 우라늄 핵연료에 비해 플루토늄을 적게 생성하며 핵 비확산성 측면에서도 우수한 것으로 인정받고 있다.

재순환 기술로는 건식공정을 고려하고 있는데 이는 고가의 습식공정을 충분히 대체할 수 있다. 산화와 환원의 공정을 반복하는 산화/환원 공정은 열적/기계적 공정만을 사용한다. 산화/환원 공정은 2회 또는 3회의 산화를 450°C의 고온에서 수행하며 환원은 650°C의 수소 분위기에서 이루어진다. 이러한 산화/환원 공정은 모든 악티나이드를 그대로 재순환하여 사용하며 사용후 핵연료에서 휘발성이 있는 핵분열생성물을 제외한 나머지 핵분열생성물을 그대로 재순환하여 사용한다. 이 공정은 습식 물질과 용융 공정이 없기 때문에 자체적으로 안정하며 핵 비확산성이 우수하다.

원자로 및 해석모델

본 연구에서 고려하는 원자로는 714 MWe 급의 중수로로 중수를 감속재로 사용하여 높은 열중성자 속(1.9×10^{14} n/cm²sec)을 가지고 있다. 중수로로는 천연우라늄을

원료로 사용하는 것으로 초기에 설계되었으며 가압수가 냉각재로 사용된다. 이러한 개념으로 우라늄의 농축비용을 절감하며 핵연료 재처리 비용을 고려하지 않아도 된다. 물론 중수를 사용하는 면에서 중수 생산 플랜트를 확보해야하는 단점도 있다. 중수로의 중요한 특징은 냉각재와 핵연료를 달리할 수 있으며 이로 인해 핵연료주기의 향상을 기대할 수 있다. 그 일례로 토륨을 사용하는 연구가 계속 진행되어 오고 있다.[34-36]

중수로는 중수에 의한 강력한 감속효과로 열중성자 속이 매우 높게 유지되어 ^{233}U 을 효과적으로 증식시킬 수 있다. 본 연구에 사용된 중수로의 개요는 다음과 같다.

- 원자로 출력: 712 MWe (CANDU-6)
- 핵연료 채널 수: 380
- 채널 당 핵연료 다발 수: 12
- 핵연료 다발 당 핵연료봉 수: 43
- 핵연료 다발 길이: 49.53 cm
- 핵연료 종류: $\text{ThO}_2\text{-UO}_2$
- 농축도: 10-11 vol% 이산화 우라늄 (^{235}U 농축도 20 wt%)

재순환 주기 측면에서 가장 중요한 사항은 재순환 동안 물질의 균형을 맞추는 일이다. 중수로 해석에서는 원자로 특성 (원자로 크기, 유효 핵연료 길이, 반응도 기구 등)이 격자계산에서 적절히 기술되면, WIMS-AECL[37]과 같은 격자 해석 코드만 사용해도 핵연료의 방출 연소도와 핵종별 조성을 얻을 수 있다. 재순환 주기 타당성 분석을 위해 다음과 같은 해석 모델과 가정을 사용하였다.

- 중수로를 기준 노형으로 사용한다. 반응도기구에 의한 반응도 손실량은 천연 우라늄 중수로 해석 결과를 활용하여 반영한다.
- 43-봉 핵연료 다발 모델을 기준 모델로 사용한다.
- 핵연료 물질은 ThO_2 와 UO_2 의 혼합물로 한다. UO_2 의 체적비는 10% 또는 11%를 사용하며, 이는 각각 저연소도 및 고연소도 핵연료로 간주한다.
- 공급 우라늄의 농축도는 20 wt%로 한다.
- 건식공정을 통해 모든 악티나이드는 재순환되며 핵분열 생성물은 제거되는 것으로 본다. 핵연료 다발의 무게는 우라늄과 토륨 공급에 의해 일정하게 유지

하며, 우라늄/토륨 공급비는 방출연소도를 일정하게 유지하도록 조절한다.

방출 연소도 모델

중수로의 해석에서는 핵연료의 방출 연소도를 단지 격자코드로 예측이 가능한데 이를 위해 원자로의 특징 (원자로 크기, 핵연료 유효길이, 반응도 기구 등)이 적절히 격자계산에 반영되어야 한다. 중수로는 노심에서는 매일 핵연료의 장전이 이루어지기 때문에 핵연료의 연소도는 초기 상태에서 방출 상태까지 노심 전반에 걸쳐 분포하게 된다. 방출 연소도를 예측하는 방법은 과잉 반응도를 적분한 방정식을 풀어서 구하게 된다. 즉,

$$\int_0^{w_{dis}} k_{eff}(w) dw = 0$$

여기서 w_{dis} 는 방출연소도 있다.

비록 핵연료의 유형이 천연 우라늄과 상이하더라도 방출연소도는 같은 방법으로 예측할 수 있다. 그렇지만 중성자 누출과 흡수로 인한 스펙트럼 변화의 효과를 일정량 고려하여야 할 것이다. 따라서 유효증배계수를 계산하는 간단한 식을 격자계산으로부터 유도할 수 있다.

$$k_{eff} = \frac{\text{Production rate}}{\text{Loss rate}}$$

여기서 손실 항은 다음과 같이 세 가지로 나눌 수 있다: 반응도 기구와 구조물에 의한 중성자 흡수, 핵연료 격자에서 중성자 흡수, 그리고 중성자 누출. 편의상 유효증배계수는 다음과 같이 기술될 수 있다.

$$k_{eff} = \frac{A_d}{k_{\infty} A_c} + \frac{L}{k_{\infty} A_c} + \frac{1}{k_{\infty}}$$

여기서

A_d : 반응도 기구와 구조물에 의한 가상 흡수량

A_c : 핵연료 격자에 의한 흡수량

L : 중성자 누출량

무한증배계수(k_{∞})와 A_c 는 격자계산에서 구해진다. 누출 항은 버클링 근사를 이용하여 예측할 수 있다. 열중성자가 지배적인 감속재 영역에서 가상 흡수량이 발생

하기 때문에 속중성자에 의한 가상흡수양은 A_d 에서 제외되었다. 따라서 위의 식을 2군 확산방정식을 도입하여 기술하면 다음과 같다.

$$\frac{1}{k_{\text{eff}}} = \left(\frac{\Sigma_{a2}^d V_d}{\Sigma_{a2}^c V_c} \right) \frac{\phi_2^d}{k_{\infty}(\Sigma_{a1}^c \phi_1^c + \Sigma_{a2}^c \phi_2^c)} + \frac{D_1 B^2 \phi_1^c + D_w B^2 \phi_2^c}{k_{\infty}(\Sigma_{a1}^c \phi_1^c + \Sigma_{a2}^c \phi_2^c)} + \frac{1}{k_{\infty}}$$

반응도 기구의 열중성자 속(ϕ_2^d)은 격자 셀의 경계중성자속으로 대체된다. 반응도기구의 열중성자 유효반응단면적 ($\Sigma_e^d = \Sigma_{a2}^d V_d / V_c$)은 기준 노심계산에서 구해진다. 천연우라늄 핵연료의 방출연소도가 7,300 MWd/t 인 경우 반응기구에서의 열중성자 유효흡수단면적은 $1.096 \times 10^{-3} \text{ cm}^{-1}$ 이다. 만약에 핵연료가 천연우라늄과 상이한 경우 위의 식에서 격자 특성은 충분히 고려될 수 있으며, 기준 노심에서 구한 반응기구의 유효 반응단면적도 사용할 수 있다. 그리고 특정 핵연료의 방출연소도는 전체노심의 핵연료 장전 모사의 필요 없이 손쉽게 구할 수 있게 된다.

6.5.3 토륨/우라늄 균질 핵연료 재순환 예비 분석

순환형 핵연료주기에서 재순환동안 물질의 평형을 유지하는 것이 중요하다. 핵연료의 방출 연소도와 동위원소들의 수밀도는 간단히 격자계산으로부터 구할 수 있다. 본 연구에서는 WIMS-AECL 수송계산코드를 이용하였으며 다음과 같은 해석모델을 고려하였다.

- 기준 노심은 CANDU-6 중수로이다.
- 43-봉 핵연료 다발을 사용하였다.
- 초기 주입되는 우라늄 농축도는 20 wt% 이다.
- 건식 재가공 공정을 통하여 모든 악티나이드는 재순환되며 핵분열 생성물들은 제거된다.
- 핵연료의 질량을 일정하게 유지하기 위하여 토륨과 우라늄을 첨가한다. 우라늄/토륨 질량비는 핵연료의 방출연소도를 일정하게 유지하게 조정된다.
- 핵연료 물질은 ThO_2/UO_2 혼합물이다.

해석모델을 기반으로 일련의 변수들에 대한 민감도 계산을 수행하였는데, 초기 우라늄 비율, 우라늄 농축도, 그리고 핵분열 생성물의 재사용을 등을 민감도 변수로 사용하였다.

초기 우라늄 비율 민감도

초기 장전되는 우라늄 비율은 9%, 10%, 그리고 11%로 주었으며 농축도는 20 wt%이다. 나머지 부분은 이산화토륨이 장전되게 된다. 무한중배계수의 변화는 그림 6.5-9에 나타나 있으며 동위원소별 질량변화는 표 6.5-4, 6.5-5, 6.5-6에 나타나 있다. 첫 번째 재순환후 무한중배계수는 빠르게 수렴하게 된다. 9% UO_2 의 경우 평형상태에서 다발 당 0.152 kg/recycle 정도로 우라늄이 장전되며 이 값은 4.28 kg의 천연우라늄에 해당한다. 10% UO_2 와 11% UO_2 의 경우 등가 천연우라늄 장전량은 다발 당 11.21과 17.3 kg/recycle에 각각 해당한다. 토륨과 우라늄의 혼합핵연료의 방출연소도를 고려하면 천연 우라늄을 중수로에 장전한 경우보다 연소도가 높아지며 각 우라늄 비율별 천연우라늄 소비량은 다발 당 2.23, 3.15, 그리고 3.52 kg이다. 이 값은 천연우라늄의 방출연소도와 농축도를 고려하여 제조정한 값이다. 43-봉 핵연료다발의 우라늄 장전은 다발 당 18.6 kg이다.

표 6.5-7은 세 가지 경우에 대한 우라늄 이용의 결과를 보여주고 있다. 그 결과 중수로에서 토륨과 우라늄의 재순환은 충분히 적용 가능하며 천연우라늄의 소비량이 현저히 감소함을 확인할 수 있다. 특히, 토륨/우라늄 혼합 핵연료는 적어도 5배 이상의 천연우라늄 이용효율을 가질 수 있다. 고연소도 핵연료는 저 연소도 핵연료에 비해 우라늄을 보다 많이 소비하는데 이는 ^{235}U 가 ^{232}Th 에서 생성된 ^{233}U 보다 많이 연소됨을 확인할 수 있다. (표 6.5-4와 6.5-6에서 핵분열성 물질 양을 비교)

세 가지 경우에 대해 안전성 변수를 계산한 결과는 표 6.5-8에 요약되어 있다. 이 결과는 충분히 재순환을 거듭한 평형상태에 도달하였을 경우 연소중기에서 계산한 결과이다. 천연우라늄의 핵연료 온도계수는 평행상태에서 거의 0 근처인데 비해 토륨/우라늄 핵연료의 핵연료 온도계수는 약간 음의 값을 가진다. ^{239}Pu 의 핵분열 반응이 토륨/우라늄 핵연료에서 다소 감소하는데 이는 ^{233}U 에 의한 핵분열 반응이 지배적이기 때문이다. 이는 ^{238}U 의 함량이 비록 낮더라도 핵연료 온도계수를 낮추는 효과가 있다. ^{233}U 에 의한 핵분열 반응은 약 72%로 토륨/우라늄 혼합핵연료에서는 대부분을 차지하는 반면 천연우라늄의 경우 ^{239}Pu 에 의한 핵분열 반응은 약 44%를 차지하게 된다. 핵연료 온도가 증가함에 따라 핵분열성 우라늄 동위

원소에 의한 핵분열 반응은 감소하는 경향이 있는 반면 플루토늄의 동위원소에 의한 핵분열 반응은 증가하는 경향이 있다. 그 결과 토륨/우라늄 혼합핵연료의 핵연료 온도계수는 천연우라늄의 경우에 비해 낮게 된다. 그러나 천연우라늄과 재순환 토륨/우라늄 혼합 핵연료의 온도계수 차이는 거의 미미하다. 그림 6.5-10은 연소도에 따른 핵연료 온도계수의 변화를 보여주고 있다.

냉각재 온도계수는 천연우라늄과 토륨/우라늄 혼합핵연료의 경우 모두 비슷하게 산출된다. 냉각재 온도는 반응도에 양의 효과를 주게 되는데 이는 중수의 밀도가 온도 증가에 따라 열중성자의 상승산란이 감소하여 열중성자가 핵연료 속으로 더욱 많이 침투하여 핵분열 반응이 보다 많이 발생하기 때문이다. 이러한 현상은 우라늄과 플루토늄의 핵분열과 포획 반응 모두 약간 증가하는 결과를 산출하게 된다. 무한 증배계수의 증가의 결과로 냉각재 온도계수는 결국 양의 효과를 가지게 된다. 그림 6.5-11에서 볼 수 있듯이 냉각재 온도계수는 주기 초에 양을 유지하다가 재순환시 약간 증가하는 경향을 확인할 수 있다.

감속재 온도계수는 토륨/우라늄 핵연료에 대해서는 상당히 줄어든다. 토륨과 우라늄 혼합핵연료의 열중성자 스펙트럼은 천연우라늄의 경우보다 상당히 낮아지게 된다. 천연우라늄의 경우와 비교하면 토륨/우라늄 혼합핵연료는 0.1 eV에서 셀 평균 열중성자속의 최대치는 약 26% 정도 감소한다. 만약에 감속재 온도가 증가하면, 천연우라늄의 경우 열에너지 영역에서 중성자 스펙트럼은 평형상태에서 증가하는데 이는 보다 큰 감속재 온도계수 값을 가진다. 그림 6.5-12는 감속재 온도 계수를 보여주는데 주기 초에는 음을 유지하다가 재순환동안 약간 양의 값을 가짐을 알 수 있다.

기포계수는 증수로에서 중요한 물리 변수중 하나인데 냉각재 상실사고 시 출력펄스의 크기를 결정하며 양의 값이 된다. 냉각재 채널이 보이드 상태가 되면 냉각재 온도계수에서 나타나는 현상과 같이 보다 많은 열중성자가 핵연료 다발중심으로 이동하게 된다. 만약에 다발 중심의 핵연료가 다른 핵연료 봉에 비해 보다 많은 반응도를 가진다면 기포계수는 균질한 반응도를 가진 핵연료 봉에 비해 보다 큰 값을 가지게 될 것이다. 여기서 고려한 여러 가지 경우에 대해 기포계수는 천연우라늄의 경우와 토륨/우라늄 혼합핵연료의 경우 비슷한 결과를 가짐을 확인

하였다. 그림 6.5-13에는 기포계수를 연소도의 함수로 보여주고 있는데 약 14 mk 정도로 일정하게 유지함을 알 수 있다.

초기 상태와 재순환 핵연료에서 동위원소 함량은 표 6.5-9와 같다. 천연 우라늄 핵연료는 ^{239}Pu 가 연소가 진행됨에 따라 누적되게 되는 반면, 토륨/우라늄 핵연료는 ^{233}U 이 누적되게 된다. 토륨/우라늄 핵연료가 연속적으로 재순환됨에 따라 ^{233}U 의 농도는 수렴하게 되며 이러한 결과로 노물리 거동이 안정하게 유지된다. 그림 6.5-14는 토륨과 우라늄 핵연료의 재순환시 핵분열성 물질의 연소도에 따른 변화를 보여주고 있다. 평형상태에서 토륨/우라늄 혼합핵연료는 과잉 반응도를 유지하기 위하여 ^{235}U 와 같은 핵분열성 물질이 지속적으로 공급되어야 한다. 일반적으로 핵연료의 핵분열성 물질 함량은 연소 반응도의 변화에 비례한다. 9% UO_2 의 경우가 가장 작은 반응도 변화를 보여주고 있다.

그림 6.5-15은 UO_2 함량과 방출연소도와와의 관계를 보여주고 있다. 이 그림에서 보듯이 방출연소도와 초기 UO_2 함량은 거의 비례관계에 있음을 알 수 있다. 그림 6.5-16은 9% UO_2 의 경우 플루토늄과 프로탁티늄의 거동을 보여주고 있다. 플루토늄의 함량은 핵연료가 재순환됨에 따라 증가하는 경향을 보이는데 200,000 MWd/t 연소도에서 플루토늄 축적은 다발 당 약 0.04 kg이 된다. 이 양은 천연우라늄을 장전하여 방출하였을 경우 다발 당 플루토늄 함량 0.07 kg 보다 작은 양으로 토륨/우라늄 혼합핵연료가 플루토늄을 작게 생성하여 핵 비확산성이 우수함을 보여준다. ^{233}Th 에서 베타붕괴로 생성되는 ^{233}Pa 은 중성자 흡수 단면적이 높는데 이로 인해 ^{233}U 의 중성자속에 의존하여 생성되는 양이 ^{235}U 의 연소를 충분히 보상하게 된다. 그림에서 ^{233}Pa 의 농도가 핵연료의 연소가 진행됨에 따라 일정한 값으로 수렴함을 확인할 수 있으며 이는 ^{233}U 의 농도가 핵연료의 재순환에 따라 일정한 값에 도달함을 보여주고 있다.

우라늄 농축도 민감도

초기 장전되는 우라늄의 농축도에 대한 민감도 해석을 추가로 수행하였다. 이 계산의 주된 목적은 우라늄 비율을 재순환의 평형을 유지한 채 어느 정도까지 높일 수 있는지를 확인하는데 있다. 산화/환원 공정은 화학적으로 비교적 안정한

이산화토륨에 적용할 수 없을 수 있으며 되도록 이산화우라늄의 함량을 높여 혼합물이 우라늄의 산화에 도움 받아 휘발산화(voloxidation)가 되도록 하는데 있다.

초기 우라늄 농축도는 5, 10, 그리고 15 wt%로 주었으며 예상 방출연소도는 16,000 MWd/t 로 천연우라늄의 연소도에 비해 거의 2배정도 이다. 목표 방출연소도를 유지하기 위하여 초기 우라늄의 장전 비율을 시행착오 방법으로 찾았다. 우라늄 농축도 5, 10, 15 wt% 경우에 대하여 초기 우라늄 장전 부피비율은 각각 32.5, 18, 그리고 12% 이다. 평형질량 변화와 천연우라늄의 이용효율은 표 6.5-10에 정리되어 있으며 9%UO₂의 결과와 비교하였다. 그 결과 천연 우라늄 이용효율을 고려한다면 높은 우라늄 비율로도 토륨/우라늄 혼합핵연료의 재순환이 충분히 가능함을 확인하였다. 여기서 고려된 사항에 대하여 초기 농축도가 높아지더라도 토륨의 비율이 증가한다면 천연우라늄 이용효율은 증가함을 알 수 있다.

표 6.5-11은 초기 우라늄 농축도에 대한 평형상태에서의 주요 반응도 상수를 보여 준다. 표에서 보듯이 고려된 여러 가지 경우들에 대해, 반응도 상수에 대한 초기 우라늄의 농축도 영향은 그다지 크지 않음을 알 수 있다. 초기 우라늄의 농축도가 감소함에 따라, 핵연료 온도계수, 냉각재 온도계수, 감속재 온도계수, 그리고 기포 계수는 약간 감소하는 경향이 있다.

경제성 평가

본 연구에서는 듀픽 핵연료의 경제성 평가기법을 이용하여 균질화된 토륨/우라늄 핵연료의 초기 상태에서 평형상태까지 핵연료주기비용을 산출하였다.[38] 계산에 필요한 각 핵연료 주기 성분별 단가는 표 6.5-12에 나타나 있다. 핵연료 주기비용의 기본적인 계산은 시간평준화비용(levelized lifetime cost) 방법을 이용하였는데 이 방법은 OECD/NEA에 1993년에 발표된 바 있다.[39] 평준화 핵연료 주기비를 구하는 식은 다음과 같다.

$$LFCC = \frac{\sum_{t=t_0}^{t=t_0+L+T_2} \sum_{t=t_0-T_1}^{t=t_0+L+T_2} \frac{F_i(t)}{(1+r)^{t-t_0}}}{\sum_{t=t_0}^{t=t_0+L} \sum_{\text{time}} \frac{E_i(t)}{(1+r)^{t-t_0}}}$$

여기서

t = 핵주기 중 특정 시간
 t_0 = 비용 평가 기준 년도
 L = 원자로 수명
 T_1 = 선행주기에서 최대 선행 시간
 T_2 = 후행주기에서 최대 지연 시간
 $F_i(t)$ = 핵주기 요소 비용
 $E_i(t)$ = 전력 생산량
 r = 할인율

중수로의 비순환 핵연료 주기비용은 표 6.5-13에 나타나 있으며 주로 제조비용이 가장 큰 부분을 차지하고 있음을 알 수 있다. 균질 토륨/우라늄 핵연료주기비용은 우선 초기 우라늄 비율에 대한 결과는 표 6.5-14에 나타나 있다. 우라늄 비율을 증가할수록 연소도의 증가로 인해 핵연료 제조비용의 감소로 전체 주기비용이 감소하는 것을 알 수 있다. 표 6.5-15은 초기 우라늄 농축도에 따른 핵연료 주기비용을 보여주고 있다. 초기 우라늄 농축도의 감소함에 따라 재순환시 추가되는 농축우라늄의 증가로 인해 핵연료주기비용이 약간 증가하게 된다. 표 6.5-16은 핵분열생성물의 재순환 비율에 따른 핵연료주기비용을 보여주고 있다. 핵분열생성물의 재순환 비율의 감소함에 따라 재순환시 유입되는 우라늄의 증가로 인해 전체적인 핵연료 주기비용이 증가하지만 그 차이는 크지 않은 것으로 나타났다. 이상에 알 수 있듯이 핵연료 주기비용의 최적화를 위하여 초기 우라늄 농축도를 조절하여 방출연소도를 증가시키는 방향으로 토륨/우라늄 핵연료 주기를 선택이 필요하다.

6.5.4 토륨/듀픽 비균질 핵연료 재순환 예비 분석

비균질 토륨/우라늄 핵연료 재순환 계산의 경우 크게 두 가지 핵연료가 사용된다. 듀픽 핵연료와 토륨 핵연료인데 핵연료 다발 내부 2개의 환에는 토륨 핵연료가 장전되며, 외부 2개의 환에는 듀픽 핵연료가 장전된다. 토륨 핵연료의 핵분열성 물질이 존재하지 않기 때문에 초기에 핵분열성 물질이 필요한데 이를 듀픽 핵연료에서 공급받아 ^{233}U 을 충분히 생성하여 높은 방출 연소도에 도달할 수 있다. 토륨 핵연료와 듀픽 핵연료의 평형을 유지하기 위해 중수로의 표준 37-봉 핵연료

다발이 계산에 사용되었다. 향후에는 최적의 핵연료 다발에 대한 기하학적 구조에 대한 연구가 진행되어야 할 것으로 예상된다. 비균질 토륨 핵연료 재순환에 대한 연구는 다음과 같은 여러 가지 경우에 대하여 격자 코드인 WIMS-AECL을 사용하여 수행하였다.

- Case B1: 핵분열 가스 핵종을 제거하는 기존 듀픽 공정 (Kr, Xe, I, Cs, Te)
- Case B2: Case B1 + 10% 희토류 제거 (Nd, Ce, La, Pr, Pm, Sm, Eu, Gd, Dy)
- Case B3: Case B1 + 20% 희토류 제거
- Case B4: Case B1 + 30% 희토류 제거
- Case C1: Case B1 + 10% UO₂ 초기 장전
- Case C4: Case C1 + 30% 희토류 제거
- Case D1: Case B1 + 20% UO₂ 초기 장전
- Case D4: Case D1 + 30% 희토류 제거
- Case E1: Case B1 + 30% UO₂ 초기 장전
- Case E4: Case E1 + 30% 희토류 제거

재순환시 핵연료의 무게를 일정하게 유지하기 위하여 ²³²Th을 재순환시 핵분열 생성기체나 희토류에 대한 제거량 만큼 첨가하였다. 현재 건식공정기술로 희토류를 제거율을 최대 30%정도로 예상하고 있으며 이에 대한 민감도 계산을 위하여 희토류 제거율을 변화시켜가면서 계산을 수행하였다. 그리고 초기 첨가되는 우라늄의 경우 천연 우라늄을 사용하였으며 이는 토륨 핵연료의 소결공정에서 우라늄의 함량을 높여 화학적으로 안정한 이산화토륨 혼합물이 우라늄의 산화에 도움 받아 휘발산화가 되도록 하기 위함이다. 해석모델을 기반으로 일련의 변수들에 대한 민감도 계산을 수행하였는데, 초기 우라늄 비율과 희토류 제거율을 민감도 변수로 사용하였다.

초기 우라늄 비율 민감도

토륨의 소결성을 높이기 위하여 초기 우라늄 장전 비율을 0%, 10%, 20%, 30%로 변화시켜가며 계산을 수행하였다. 그림 6.5-17과 6.5-18는 희토류 제거율이 0%인 경우와 30%인 경우에 대하여 무한증배계수의 변화를 보여주고 있다. 표 6.5-17과 6.5-18에서는 평형상태에서 동위원소별 질량변화를 희토류 제거율이 0%인

경우와 30% 경우에 대해 보여주고 있다. 평형상태의 경우 방출연소도의 경우 초기 우라늄 장전비율에 큰 영향 없이 19,000 MWd/t 정도로 일정하게 나타났다. 그리고 초기에 우라늄의 장전량이 있는 경우들의 결과는 거의 유사하게 나타났으며 초기 우라늄을 장전하지 않은 경우에 비해 핵분열성 플루토늄과 총 핵분열성 물질의 양이 많이 감소되었음을 알 수 있다. 또한 희토류 제거율이 30%로 증가한 경우 희토류 제거율이 0%인 경우보다 핵분열성 물질의 양이 더욱 감소되었다. 따라서 초기 우라늄의 첨가는 토륨 핵연료의 소결성을 향상시킬 수 있는 최소량을 유지하면서 희토류의 제거를 최대한으로 높이는 것이 희소 악티나이드 감쇄측면과 플루토늄 연소측면에서 바람직할 것으로 판단된다.

경제성 평가

비균질 토륨/듀픽 핵연료주기 비용은 듀픽 핵연료 주기비용인 6.211 mills/kWh에 비해 모두 작게 나타났다. 이는 듀픽 핵연료 봉 대신 비교적 제조비가 적은 토륨 핵연료로 대체하였기 때문이다. 희토류 족 제거율에 따른 핵연료 주기비용은 표 6.5-19에 나타나 있다. 평형상태에서 희토류 제거율을 증가하면 주기비가 약간 감소하는 경향이 있지만 그 차이는 미미하게 산출되었다. 표 6.5-20과 6.5-21은 초기 우라늄 부피비율을 변화시켰을 경우 희토류 제거율이 0%인 경우와 30%인 경우에 대해 각각 나타내고 있다. 계산 결과에서 보듯이 주기비용은 큰 차이가 없음을 확인할 수 있었다. 따라서 건식공정을 이용하는 경우 비균질 토륨/듀픽 핵연료의 재순환 주기는 기존 듀픽 핵연료 주기 비용을 절감할 수 있는 한 방안이 될 것이다.

6.5.5 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성

건식 재가공 기술의 기본 개념은 모든 악티나이드를 재순환 시키며, 일부 핵분열 생성물이 공정 중 제거된다. 현재에는 휘발성 및 준 휘발성 핵분열 생성물들이 공정 조건에 따라 자연적으로 제거되고 있으나, 일반적으로 거의 모든 핵분열 생성물이 핵연료의 기계적 또는 노물리 특성에 있어서 그 성능을 저하시키는 성향을 갖고 있으므로, 이러한 핵분열 생성물들을 가급적 많이 제거시키고자 하는 연구가 수행되고 있다. 따라서 핵분열 생성물의 제염율이 건식 공정에서의

주요한 성능 변수로 인식되고 있으며, 이에 따라 핵연료의 성능도 변화한다. 본 연구에서는 핵분열 생성물의 제염 정도에 따른 핵연료의 주요 특성을 비교하여 보고, 재순환 주기를 구축하기에 필요한 제염 정도를 예측해 보고자 한다.

1) 토륨/우라늄 균질 핵연료

핵연료 연소도

본 연구에서는 핵분열 생성물의 재순환 비율을 변수로 토륨/우라늄 혼합핵연료의 재순환 계산을 수행하였다. 편의상 우라늄 함량이 9%인 ThO_2 -9% UO_2 핵연료 대상으로 분석하였으며, 핵분열 생성물의 재순환율은 5, 10, 그리고 20%로 정하였다. 재순환 계산을 위하여 방출연소도는 14,000 MWd/t으로 정하였다. 핵분열 생성물 재순환 비율이 20% 이상인 경우 토륨재순환에서 질량의 평형이 유지되지 못하는데 이는 핵분열성 물질이 충분히 장전되지 않아 목표 방출 연소도에 필요한 잉여 반응도를 유지할 수 없기 때문이다. 평형 질량 변화와 천연 우라늄 이용효율은 표 6.5-22에 요약되어 있으며 천연우라늄의 결과와 비교하고 있다. 그 결과에서 보듯이 일정한 비율의 핵분열생성물의 재순환은 토륨/우라늄 혼합핵연료의 재순환에서 충분히 이용가능하며 천연우라늄의 이용효율 측면에서도 충분한 이득이 있음을 알 수 있다. 또한 핵분열 생성물의 재순환 비율을 20% 이하로 유지한다면 천연우라늄 이용효율이 5 이상을 제공할 수 있다. 그리고 핵분열 생성물의 재순환 비율이 증가하면 천연우라늄의 이용효율은 자연스럽게 감소하게 된다.

안전성 관련 노물리 상수

핵분열 생성물은 건식공정에 의하여 그대로 재순환하여 다시 사용되고 있는데 이는 질량 평형과 안전변수에도 많은 영향을 주게 된다. 표 6.5-23에는 핵분열 생성물의 재순환 비율에 따른 안전 변수를 나타내고 있다. 이 결과 핵분열 생성물의 재순환에 따른 안전변수는 크게 영향을 받지 않는 것으로 나타났다. 사실 대부분의 반응은 핵분열성 물질과 증식형 물질에 의해 발생하며 핵분열 생성물에는 크게 의존하지 않게 된다. 본 계산에서 핵분열 생성물의 재순환 비율이 20%인 경우 발생하는 중성자 손실이 20 wt% 농축된 우라늄으로 충분히 조절이 가능함을

확인하였다. 이 결과 안전변수는 핵분열 생성물의 잔존량에 선형적으로 관계하지 않음을 알 수 있다.

2) 토륨/듀픽 비균질 핵연료

핵연료 연소도

비균질 핵연료 다발의 경우 토륨 핵연료는 다발 내부 2 개의 환에 장전되며 계속해서 연소되며, 듀픽(경수로 사용후 핵연료) 핵연료는 외부 2 개의 환에 장전되어 매 주기마다 새로운 듀픽 핵연료로 교체된다. 따라서 건식 재가공은 경수로 사용후 핵연료를 중수로 핵연료 다발에 장전하기 위한 공정에 적용되며, 본 연구에서는 희토류 제거율을 0%, 10%, 20% 그리고 30%로 하여 계산을 수행하였다. 무한증배계수의 변화는 그림 6.5-19에 나타나 있으며 평형상태에서의 동위원소별 질량 변화는 표 6.5-24에 나타나 있다. 표에서 보듯이 첫 번째 재순환 후 무한증배계수는 균질 토륨재순환 결과와 마찬가지로 빠르게 수렴하게 된다. 희토류를 제거하지 않은 경우 평형상태에서는 방출연소도가 거의 19,100 MWd/t이며 방출시 악티나이드는 다발 당 17.932 kg이다. 희토류의 제거율이 10%, 20%, 30%로 증가함에 따라 방출연소도도 19,500, 19,700, 19,900 MWd/t으로 증가하며 방출시 악티나이드 무게도 다발 당 18.414, 18.436, 18.454 kg으로 차츰 증가함을 확인할 수 있다. 희소 악티나이드 중 ^{237}Np 과 ^{243}Am 은 연소가 진행됨에 따라 약간 증가함을 알 수 있다. 그러나 반감기가 약 433년인 ^{241}Am 은 ^{237}Np 로 붕괴하는데, 그 양은 다른 핵종에 비해 토륨 재순환 핵연료주기에서 현저히 줄어든다. 또한 핵분열성 플루토늄의 양도 20% 정도 감소함을 알 수 있다.

안전성 관련 노물리 상수

평형상태에서 비균질 토륨/듀픽 핵연료의 안전변수를 희토류 제거율에 따라 계산한 결과는 표 6.5-25에 나타나 있다. 안전변수들은 희토류 제거율의 변화에 따라 큰 차이를 보여주고 있지 않음을 알 수 있다. 토륨/듀픽 핵연료의 경우 안전변수들이 천연우라늄 핵연료의 경우보다 낮게 나타나는데 이는 중성자 성능면에서 그다지 나빠지지 않음을 보여주고 있다. 핵연료 온도계수의 경우 천연우라늄 핵연료

는 거의 영 근처로 나타나는 반면 토륨/듀픽 핵연료는 약간 음의 값을 보여준다. 이는 비록 토륨핵연료의 경우 ^{238}U 의 양이 감소하더라도 ^{233}U 에 의한 핵분열 반응의 증가로 인해 ^{239}Pu 의 핵분열 반응이 다소 감소하기 때문이다. 핵연료 온도가 증가함에 따라 핵분열성 플루토늄 동위원소들에 의한 핵분열 반응은 증가하는 반면 핵분열성 우라늄 동위원소들에 의한 핵분열 반응은 감소하는 경향이 있다. 그 결과 토륨/듀픽 핵연료의 온도계수는 천연우라늄의 경우보다 낮게 나타난다. 그렇지만 두 경우 모두 핵연료 온도계수 값은 상당히 작은 값으로 영 근처이다. 냉각재 온도계수의 경우 천연 우라늄과 토륨/듀픽 핵연료 모두 비슷하다. 감속재 온도계수의 경우 토륨/듀픽 핵연료의 경우 현저히 감소되었다. 감속재 온도가 증가하면, 천연 우라늄의 경우 토륨/듀픽 핵연료의 경우보다 열중성자 스펙트럼이 증가하여 평형상태에서 감속재 온도계수 값이 커지게 된다. 또한 보이드 상수의 경우 토륨/듀픽 핵연료가 천연우라늄 핵연료보다 핵연료 다발내의 듀픽 핵연료의 영향으로 약간 높게 나타났다.

Table 6.5-1 Characteristics of the advanced CANDU reactor

<u>Reactor</u>	
Power	1786 MWth (650 MWe)
Refueling rate	2.6 channels/FPD (2-bundle shift)
Number of fuel channels	256
Pressure tube inner radius (cm)	5.17
Pressure tube outer radius (cm)	5.82
Calandria tube inner radius (cm)	7.50
Calandria tube outer radius (cm)	7.8
Calandria tank inner radius (m)	2.53
<u>Fuel</u>	
Fuel bundle	43-element
Enrichment (wt% ²³⁵ U)	2.0
Average burnup (MWd/t)	21,000
Maximum burnup (MWd/t)	26,000
Lattice pitch (cm)	22 (Figures 6.5-1 and 6.5-2)

Table 6.5-2 Reactivity coefficients of the advanced CANDU reactor

Moderator temperature coefficient	-0.024 mk/°C
Coolant temperature coefficient	-0.010 mk/°C
Fuel temperature coefficient (687~787°C)	-0.014 mk/°C
Boron worth in the moderator (0~5 ppm)	-2.1 mk/ppm
Power coefficient (95~105% full power)	-0.07 mk/%power
Power increase from 0% to 100%	-8.0 mk
H ₂ O flooding in the calandria and pressure tube	-0.24 mk/channel (no power ramp due to the in-core loss of coolant)
D ₂ O moderator flooding in the calandria and pressure tube	+0.08 mk/channel (shutdown by the regulating system)
Loss of coolant reactivity (whole core)	-3.0 mk (4.6 wt% Dy in the center fuel element)

Table 6.5-3 Boron reactivity worth

Fuel enrichment	Boron worth* (mk/ppm)
1.5 wt% SEU (4.6 wt% Dy)	-1.905
2.0 wt% SEU (4.6 wt% Dy)	-1.584
2.5 wt% SEU (4.6 wt% Dy)	-1.385
DUPIC + 15% SEU (No Dy)	-1.466
DUPIC + 20% SEU (No Dy)	-1.415

* Boron increased from 0 to 10 ppm in moderator

Table 6.5-4 Summary of isotopic mass change for ThO₂-9%UO₂

(kg/bundle)

Recycle	ThO ₂ -9%UO ₂							
	²³³ U	²³⁵ U	²³⁸ U	Fission products	Pu	Total fissile	U feed	Th feed
0	0.0	0.335	1.339	0.0	0.0	0.335	0.139	0.124
1	0.128	0.147	1.430	0.226	0.010	0.283	0.145	0.096
2	0.181	0.085	1.525	0.211	0.015	0.276	0.148	0.094
3	0.200	0.065	1.622	0.213	0.018	0.276	0.147	0.098
4	0.207	0.059	1.717	0.216	0.021	0.277	0.150	0.092
5	0.209	0.059	1.815	0.215	0.024	0.280	0.152	0.093

Table 6.5-5 Summary of isotopic mass change for ThO₂-10%UO₂

(kg/bundle)

Recycle	ThO ₂ -10%UO ₂							
	²³³ U	²³⁵ U	²³⁸ U	Fission products	Pu	Total fissile	U feed	Th feed
0	0.0	0.372	1.488	0.0	0.0	0.372	0.346	0.121
1	0.169	0.135	1.725	0.371	0.015	0.313	0.358	0.095
2	0.201	0.101	1.969	0.366	0.021	0.313	0.364	0.091
3	0.204	0.100	2.214	0.370	0.027	0.317	0.372	0.082
4	0.203	0.104	2.461	0.373	0.032	0.321	0.381	0.073
5	0.200	0.108	2.713	0.375	0.036	0.324	0.390	0.063
6	0.196	0.112	2.968	0.377	0.040	0.326	0.398	0.054

Table 6.5-6 Summary of isotopic mass change for ThO₂-11%UO₂

(kg/bundle)

Recycle	ThO ₂ -11%UO ₂							
	²³³ U	²³⁵ U	²³⁸ U	Fission products	Pu	Total fissile	U feed	Th feed
0	0.0	0.409	1.637	0.0	0.0	0.409	0.560	0.078
1	0.183	0.156	2.029	0.476	0.018	0.350	0.579	0.050
2	0.201	0.140	2.427	0.477	0.027	0.354	0.595	0.031
3	0.198	0.146	2.831	0.482	0.034	0.359	0.613	0.013
4	0.193	0.153	3.241	0.487	0.040	0.363	0.623	0.0
5	0.187	0.157	3.653	0.490	0.046	0.364	0.616	0.0

Table 6.5-7 Comparison of natural uranium utilization for ThO₂-UO₂ fuel with different uranium fraction

	Natural uranium	ThO ₂ -9%UO ₂	ThO ₂ -10%UO ₂	ThO ₂ -11%UO ₂
Discharge burnup (MWd/t)	7,300	14,000	26,000	36,000
Uranium feed (kg/bundle)	18.6	0.512	0.398	0.616
Equivalent natural uranium feed ¹ (kg/bundle)	18.6	4.28	11.21	17.35
Relative uranium resources ² (kg/bundle)	18.6	2.23	11.21	3.52
Natural uranium utilization ³	1.0	8.3	5.9	5.3

¹ $0.2 \times (\text{uranium feed}) / 0.0071$

² $\text{Equivalent natural uranium feed} \times 7300 / \text{discharge burnup}$

³ $18.6 / \text{relative uranium resource}$

Table 6.5-8 Comparison of safety-related physics parameters for ThO₂-UO₂ fuel at the equilibrium state

	Natural uranium	ThO ₂ -9%UO ₂	ThO ₂ -10%UO ₂	ThO ₂ -11%UO ₂
Fuel temperature coefficient (mk/°K)	~0.0	-0.01	-0.01	-0.01
Coolant temperature coefficient (mk/°K)	0.057	0.046	0.048	0.049
Moderator temperature coefficient (mk/°K)	0.035	0.006	0.004	0.004
Void reactivity (mk)	15.0	15.3	15.8	16.2

Table 6.5-9 Comparison of isotopic content of ThO₂-UO₂ fuel with different uranium fractions

(unit: kg/bundle)

Element		Natural uranium	ThO ₂ -9%UO ₂	ThO ₂ -10%UO ₂	ThO ₂ -11%UO ₂
²³² Th	0 GWd/t	0.0	15.201	15.034	14.867
	200 GWd/t	0.0	13.630	12.936	12.449
²³³ U	0 GWd/t	0.0	0.0	0.0	0.0
	200 GWd/t	0.0	0.201	0.194	0.188
²³⁵ U	0 GWd/t	0.131	0.335	0.372	0.409
	200 GWd/t	0.071	0.053	0.065	0.074
²³⁸ U	0 GWd/t	18.316	1.339	1.488	1.637
	200 GWd/t	18.245	2.607	3.198	3.612
²³⁹ Pu	0 GWd/t	0.0	0.0	0.0	0.0
	200 GWd/t	0.036	0.014	0.016	0.018
²⁴¹ Pu	0 GWd/t	0.0	0.0	0.0	0.0
	200 GWd/t	0.001	0.004	0.004	0.005

Table 6.5-10 Comparison of natural uranium utilization for ThO₂-UO₂ fuel with different initial enrichment

	Natural uranium	ThO ₂ -9%UO ₂	ThO ₂ -12%UO ₂	ThO ₂ -18%UO ₂	ThO ₂ -32.5%UO ₂
Uranium enrichment (wt%)	0.72	20	15	10	5
Discharge burnup (MWd/t)	7,300	14,000	16,000	16,000	16,000
²³⁵ U Enrichment (load/feed)(wt%)	0.71/-	20/20	15/20	10/20	5/20
Uranium feed (kg/bundle)	18.6	0.152	0.199	0.220	0.263
Equivalent natural uranium feed ¹	18.6	4.28	5.61	6.20	7.41
Relative uranium resources ²	18.6	2.23	2.56	2.83	3.38
Natural uranium utilization ³	1.0	8.3	7.3	6.6	5.5

¹ $0.2 \times (\text{uranium feed}) / 0.0071$ ² Equivalent natural uranium feed $\times 7300 /$ discharge burnup³ $18.6 /$ relative uranium resource

Table 6.5-11 Comparison of safety-related physics parameters for ThO₂-UO₂ fuel at the equilibrium state

	Natural uranium	ThO ₂ -9%UO ₂	ThO ₂ -12%UO ₂	ThO ₂ -18%UO ₂	ThO ₂ -32.5%UO ₂
Uranium enrichment (wt%)	0.72	20	15	10	5
Fuel temperature coefficient (mk/°K)	~0.0	-0.01	-0.01	-0.01	-0.009
Coolant temperature coefficient (mk/°K)	0.057	0.046	0.047	0.048	0.053
Moderator temperature coefficient (mk/°K)	0.035	0.006	0.007	0.008	0.01
Void reactivity (mk)	15.0	15.3	15.3	15.7	16.4

Table 6.5-12 Input values for the fuel cycle components

Component	Loss Rate(%)	Lead/Lag (months)	Unit Cost ^a
Uranium (\$/lb U ₃ O ₈)		-17	19.0
Conversion (\$/kg HM)	0.5	-13	10.0
Fabrication (\$/kg HM)	1	-10	81.3
Transportation/Storage (\$/kg HM)		120	56.7
Disposal (\$/kg HM)		360	192.3
Thorium (\$/lb ThO ₂)		-17	15.2 ^b
Enrichment (SWU)		-12	137.5
Transportation (\$/kg HM)		-10	43.9
Refabrication (\$/kg HM)	1	-10	616.0

^a Price as of December 1999.

^b 80% of uranium purchase cost considering natural resource.

Table 6.5-13 Levelized cost (mills/kWh) of once-through fuel cycle

Component	Levelized Cost (mills/kWh)
Uranium(\$/lb U ₃ O ₈)	0.352
Conversion	0.070
Fabrication	0.564
Transportation/Storage	0.159
Disposal	0.203
Total	1.349

Table 6.5-14 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/uranium fuel cycle
with various initial uranium ratios

		ThO ₂ -9%UO ₂	ThO ₂ -10%UO ₂	ThO ₂ -11%UO ₂
Cycle-1	Purchase	1.007	1.046	1.316
	Conversion	0.128	0.086	0.075
	Enrichment	0.046	0.032	0.028
	Fabrication	0.298	0.184	1.150
	Total	1.478	1.348	1.569
Cycle-2	Feed	0.041	0.064	0.095
	Transportation	0.151	0.094	0.076
	Refabrication	2.120	1.314	1.068
	Total	2.312	1.472	1.239
Cycle-3	Feed	0.039	0.063	0.095
	Transportation	0.151	0.094	0.076
	Refabrication	2.120	1.314	1.068
	Total	2.310	1.471	1.239
Cycle-4	Feed	0.040	0.064	0.096
	Transportation	0.151	0.094	0.076
	Refabrication	2.120	1.314	1.068
	Total	2.310	1.472	1.240
Equilibrium Cycle	Feed	0.040	0.064	0.097
	Transportation	0.151	0.094	0.076
	Refabrication	2.120	1.314	1.068
	Total	2.310	1.472	1.240

Table 6.5-15 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/uranium fuel cycle
with various uranium enrichment ratios

		ThO ₂ -12%UO ₂ (15wt%)	ThO ₂ -18%UO ₂ (10wt%)	ThO ₂ -32.5%UO ₂ (5wt%)
Cycle-1	Purchase	0.963	0.949	0.841
	Conversion	0.114	0.112	0.099
	Enrichment	0.055	0.082	0.147
	Fabrication	0.267	0.267	0.267
	Total	1.399	1.410	1.354
Cycle-2	Feed	0.049	0.070	0.108
	Transportation	0.135	0.135	0.135
	Refabrication	1.899	1.899	1.899
	Total	2.083	2.104	2.142
Cycle-3	Feed	0.049	0.065	0.110
	Transportation	0.135	0.135	0.135
	Refabrication	1.899	1.899	1.899
	Total	2.083	2.099	2.144
Cycle-4	Feed	0.050	0.066	0.113
	Transportation	0.135	0.135	0.135
	Refabrication	1.899	1.899	1.899
	Total	2.084	2.100	2.147
Equilibrium Cycle	Feed	0.049	0.067	0.115
	Transportation	0.135	0.135	0.135
	Refabrication	1.899	1.899	1.899
	Total	2.083	2.101	2.149

Table 6.5-16 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/uranium fuel cycle
with various fission products removal ratios

		ThO ₂ -9%UO ₂ 95% FP removal	ThO ₂ -9%UO ₂ 90% FP removal	ThO ₂ -9%UO ₂ 80% FP removal
Cycle-1	Purchase	1.007	1.007	1.007
	Conversion	0.128	0.128	0.128
	Enrichment	0.046	0.046	0.046
	Fabrication	0.298	0.298	0.298
	Total	1.478	1.478	1.478
Cycle-2	Feed	0.041	0.041	0.039
	Transportation	0.151	0.151	0.151
	Refabrication	2.120	2.120	2.120
	Total	2.312	2.312	2.310
Cycle-3	Feed	0.040	0.040	0.040
	Transportation	0.151	0.151	0.151
	Refabrication	2.120	2.120	2.120
	Total	2.311	2.312	2.312
Cycle-4	Feed	0.040	0.041	0.042
	Transportation	0.151	0.151	0.151
	Refabrication	2.120	2.120	2.120
	Total	2.311	2.312	2.313
Equilibrium Cycle	Feed	0.040	0.041	0.042
	Transportation	0.151	0.151	0.151
	Refabrication	2.120	2.120	2.120
	Total	2.311	2.312	2.313

Table 6.5-17 Isotopic mass change for various initial uranium loadings
of the equilibrium state (0% removal of rare earths)

	Case B1		Case B2		Case B3		Case B4	
	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge
^{237}Np	5.38	5.45	5.38	5.45	5.38	5.45	5.38	5.45
^{241}Am	9.69	1.58	9.69	1.58	9.69	1.58	9.69	1.58
^{243}Am	1.13	3.12	1.13	3.12	1.13	3.21	1.13	3.12
Actinide	18299	179323	18299	17933	18299	17933	18299	17932
Fissile Pu	76.00	59.21	76.00	59.21	76.00	59.21	76.00	59.21
Fissile total	317.49	156.75	317.49	156.76	317.49	156.76	317.49	156.75
Fissile (wt%)	1.68	0.84	1.68	0.84	1.68	0.84	1.68	0.84

Table 6.5-18 Isotopic mass change for various initial uranium loadings
of the equilibrium state (30% removal of rare earths)

	Case B1		Case B2		Case B3		Case B4	
	charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge
^{237}Np	5.39	5.46	5.39	5.46	5.38	5.46	5.39	5.46
^{241}Am	9.69	1.47	9.69	1.47	9.69	1.47	9.69	1.47
^{243}Am	1.13	3.24	1.13	3.24	1.13	3.24	1.13	3.24
Actinide	18377	17997	18377	17996	18377	17997	18377	17996
Plutonium	76.00	59.20	76.00	58.94	76.00	58.94	76.00	58.94
Fissile total	317.53	154.36	317.53	154.37	317.53	154.37	317.53	154.37
Fissile (wt%)	1.68	0.82	1.68	0.82	1.68	0.82	1.68	0.82

Table 6.5-19 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/DUPIC fuel cycle
with various removal rates of rare earths

		B1 (0% RE)	B2 (10% RE)	B3 (20% RE)	B4 (30% RE)
Cycle-1	Purchase	0.058	0.058	0.058	0.058
	Conversion	0.011	0.011	0.011	0.011
	Fabrication	0.085	0.085	0.085	0.085
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.190	5.190	5.190	5.190
Cycle-2	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.031	0.031	0.031	0.031
	Refabrication	0.433	0.433	0.433	0.432
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.501	5.501	5.501	5.500
Cycle-3	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.025	0.025	0.025	0.025
	Refabrication	0.357	0.357	0.356	0.356
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.419	5.419	5.418	5.418
Cycle-4	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.023	0.023	0.023	0.023
	Refabrication	0.326	0.325	0.325	0.324
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.386	5.385	5.385	5.384
Equilibrium Cycle	Feed	0.002	0.002	0.002	0.002
	Transportation	0.022	0.022	0.022	0.022
	Refabrication	0.312	0.310	0.308	0.307
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.372	5.370	5.368	5.367

Table 6.5-20 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/DUPIC fuel cycle
with various initial uranium loadings (0% removal of rare earths)

		B1 (0% UO ₂)	C1 (10% UO ₂)	D1 (20% UO ₂)	E1 (30% UO ₂)
Cycle-1	Purchase	0.058	0.058	0.058	0.058
	Conversion	0.011	0.011	0.011	0.011
	Fabrication	0.085	0.085	0.085	0.085
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.190	5.190	5.190	5.190
Cycle-2	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.031	0.031	0.031	0.031
	Refabrication	0.433	0.433	0.432	0.433
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.501	5.500	5.500	5.501
Cycle-3	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.025	0.025	0.025	0.025
	Refabrication	0.357	0.357	0.356	0.357
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.419	5.419	5.418	5.419
Cycle-4	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.023	0.023	0.023	0.023
	Refabrication	0.326	0.326	0.324	0.326
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.386	5.387	5.384	5.387
Equilibrium Cycle	Feed	0.002	0.002	0.002	0.002
	Transportation	0.022	0.022	0.022	0.022
	Refabrication	0.312	0.312	0.307	0.312
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.372	5.372	5.366	5.372

Table 6.5-21 Levelized cost (mills/kWh) of thorium/DUPIC fuel cycle with various initial uranium loadings (30% removal of rare earths)

		B4 (0% UO ₂)	C4 (10% UO ₂)	D4 (20% UO ₂)	E4 (30% UO ₂)
Cycle-1	Purchase	0.058	0.058	0.058	0.058
	Conversion	0.011	0.011	0.011	0.011
	Fabrication	0.085	0.085	0.085	0.085
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.190	5.190	5.190	5.190
Cycle-2	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.031	0.031	0.031	0.031
	Refabrication	0.432	0.432	0.432	0.432
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.500	5.500	5.500	5.500
Cycle-3	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.025	0.025	0.025	0.025
	Refabrication	0.356	0.356	0.356	0.356
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.418	5.418	5.418	5.418
Cycle-4	Feed	0.001	0.001	0.001	0.001
	Transportation	0.023	0.023	0.023	0.023
	Refabrication	0.324	0.324	0.324	0.324
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.384	5.384	5.384	5.384
Equilibrium Cycle	Feed	0.002	0.002	0.002	0.002
	Transportation	0.022	0.022	0.022	0.022
	Refabrication	0.307	0.307	0.307	0.307
	DUPIC	5.036	5.036	5.036	5.036
	Total	5.367	5.367	5.367	5.367

Table 6.5-22 Comparison of natural uranium utilization for ThO₂-9%UO₂ fuel with different fission product recovery

	Natural uranium	Fission products recovery (%)			
		0	5	10	20
Initial volume fraction of UO ₂ (%)	100	9	9	9	9
Discharge burnup (MWd/t)	7,300	14,000	14,000	14,000	14,000
²³⁵ U Enrichment (load/feed) (wt%)	0.71/-	20/20	20/20	20/20	20/20
Uranium feed (kg/bundle)	18.6	0.152	0.177	0.181	0.195
Equivalent natural uranium feed ¹	18.6	4.28	4.96	5.10	5.49
Relative uranium resources ²	18.6	2.23	2.59	2.66	2.86
Natural uranium utilization ³	1.0	8.3	7.2	7.0	6.5

¹ $0.2 \times (\text{uranium feed}) / 0.0071$ ² Equivalent natural uranium feed $\times 7300 /$ discharge burnup³ $18.6 /$ relative uranium resource

Table 6.5-23 Comparison of safety-related parameters for the equilibrium state with different fission product recovery factors

Parameter	Natural uranium	Fission products recovery (%)			
		0	5	10	20
Discharge burnup (MWd/t)	7,300	14,000	14,000	14,000	14,000
²³⁵ U enrichment (load/feed)(wt%)	0.71/	20/20	20/20	20/20	20/20
Fuel temperature coefficient (mk/K)	0.000221	0.009998	0.009974	0.009985	0.009933
Coolant temperature coefficient (mk/K)	0.05721	0.046365	0.046493	0.046202	0.046359
Moderator temperature coefficient (mk/K)	0.03508	0.005538	0.005145	0.004556	0.003385
Hot shutdown reactivity (mk)	5.244	5.596	5.618	5.631	5.599
Cold shutdown reactivity(mk)	11.596	5.981	5.467	5.484	5.452
Void reactivity (mk)	14.963	15.258	15.279	15.315	15.361
Coolant purity reactivity (mk/at%)	0.758	0.617	0.617	0.611	0.613
Moderator purity reactivity (mk/at%)	30.178	22.442	22.375	22.171	22.019
Boron coefficient (mk/ppm)	7.790	5.851	5.845	5.809	5.796
Gap moderator reactivity(mk)	0.741	1.087	1.082	1.035	0.954

Table 6.5-24 Summary of isotopic mass change for various removal rates of rare earths
(Equilibrium state)

	Case B1		Case B2		Case B3		Case B4	
	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge	Charge	Dis-charge
²³⁷ Np	5.38	5.45	5.34	5.41	5.39	5.45	5.39	5.46
²⁴¹ Am	9.69	1.58	9.69	1.54	9.69	1.50	9.69	1.47
²⁴³ Am	1.13	3.12	1.13	3.15	1.13	3.21	1.13	3.24
Actinide	18299	179323	18392	18026	18357	17980	18377	17997
Fissile Pu	76.00	59.21	76.00	59.00	76.00	59.01	76.00	59.20
Fissile total	317.5	156.8	308.9	151.1	317.5	155.0	317.5	154.4
Fissile (wt%)	1.68	0.84	1.63	0.81	1.68	0.83	1.68	0.82

Table 6.5-25 Summary of safety-related parameters for various removal rates of rare earths (Equilibrium state)

	Natural Uranium	DUPIC	Case B1	Case B2	Case B3	Case B4
Fuel temperature coefficient (mk/°K)	~0.0	-0.001	-0.004	-0.004	-0.004	-0.004
Coolant temperature coefficient (mk/°K)	0.068	0.065	0.063	0.063	0.064	0.064
Moderator temperature coefficient (mk/°K)	0.035	0.031	0.021	0.022	0.024	0.024
Void reactivity	14.2 mk	15.2 mk	15.4 mk	15.6 mk	15.8 mk	15.9 mk

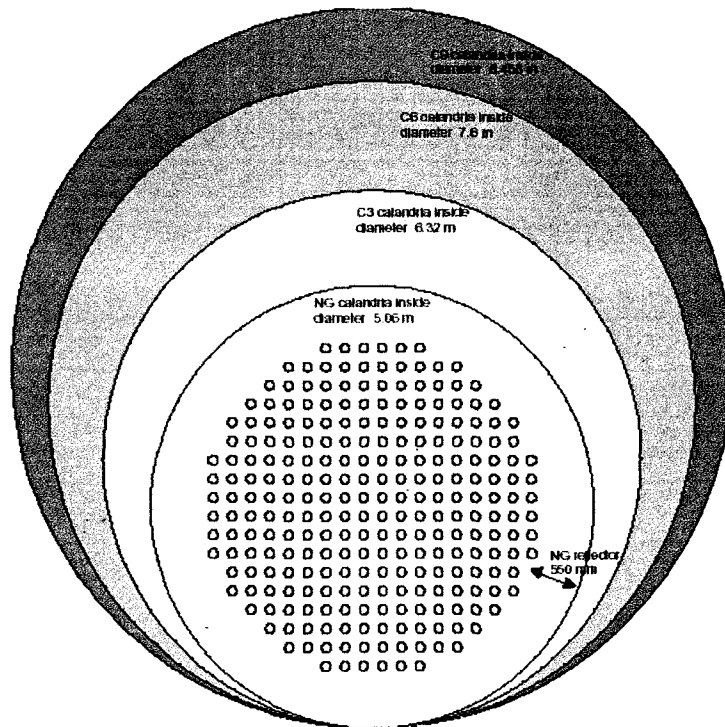


Figure 6.5-1 Comparison of CANDU reactor size

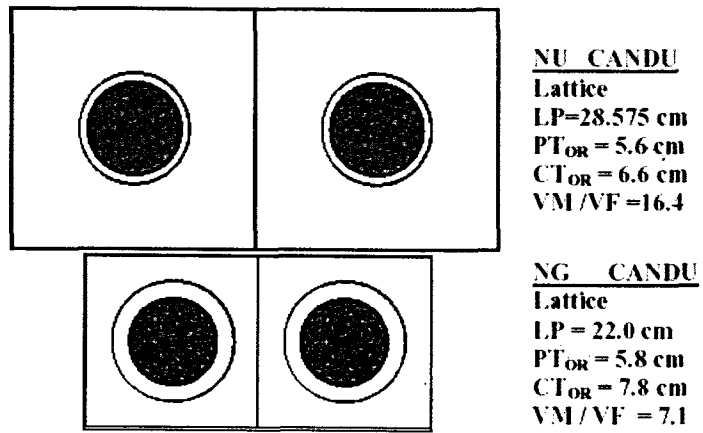


Figure 6.5-2 Comparison of CANDU-6 and ACR fuel lattices

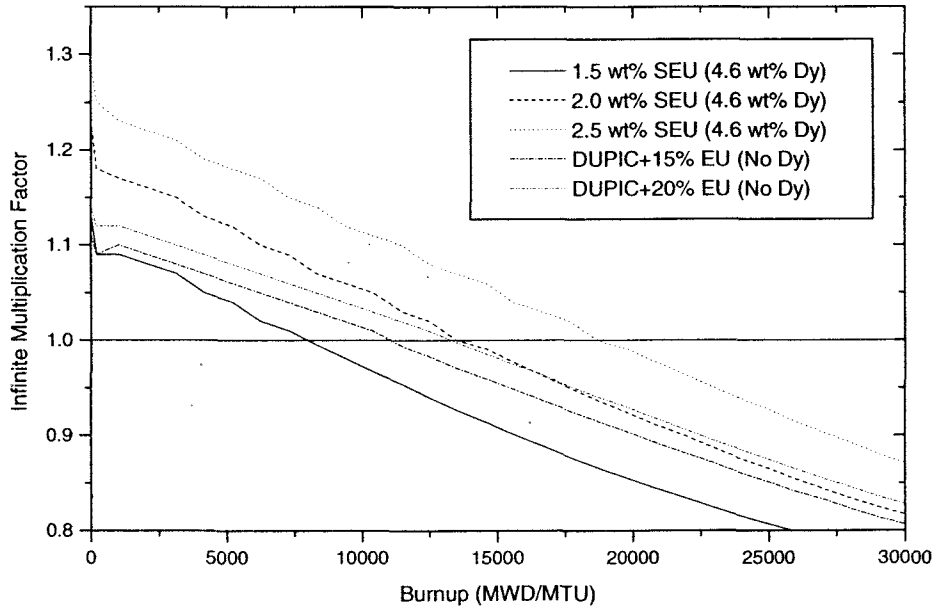


Figure 6.5-3 Infinite multiplication factors of ACR lattices

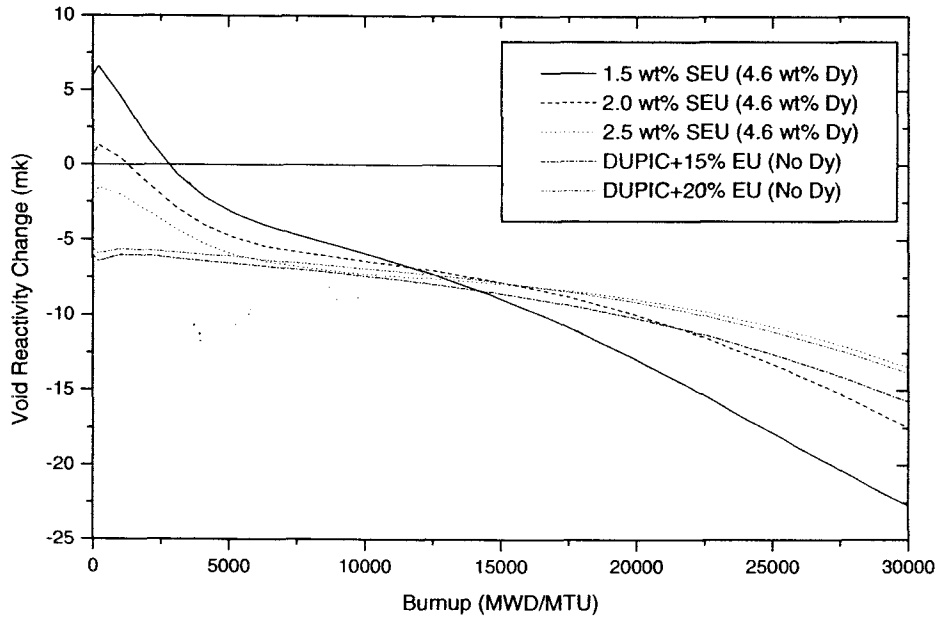


Figure 6.5-4 Void reactivity change of ACR lattices

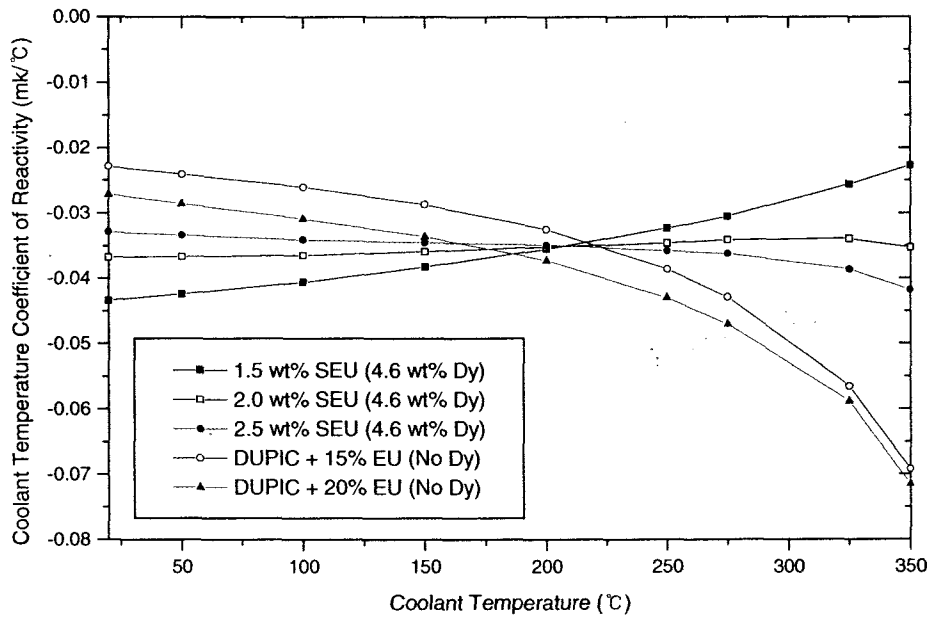


Figure 6.5-5 Coolant temperature coefficients of ACR lattices

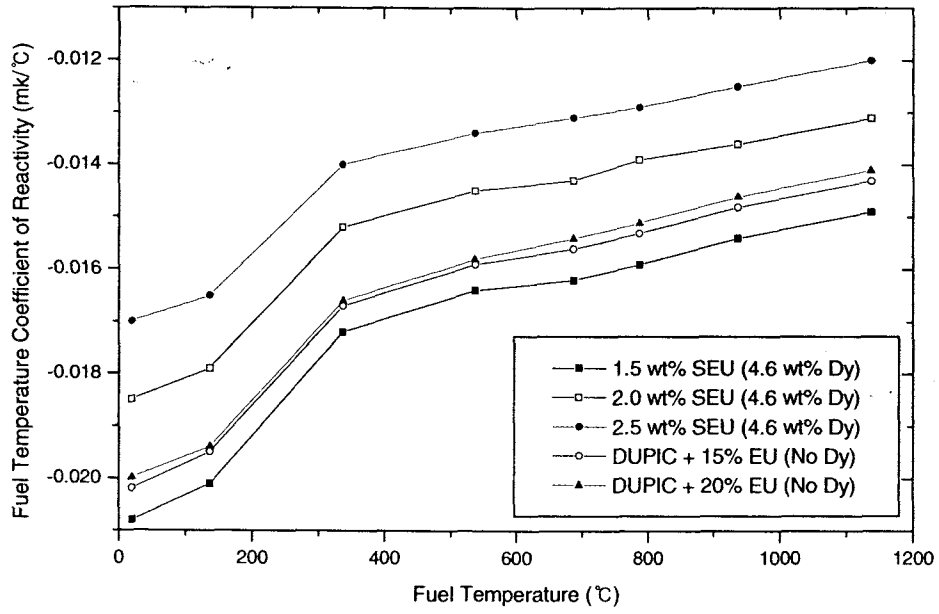


Figure 6.5-6 Fuel temperature coefficients of ACR lattices

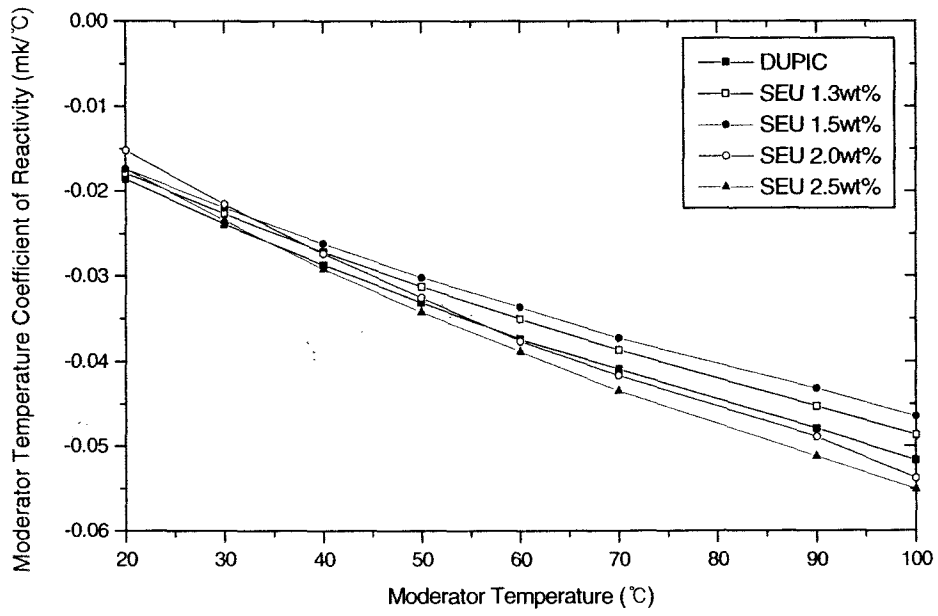


Figure 6.5-7 Moderator temperature coefficients of ACR lattices

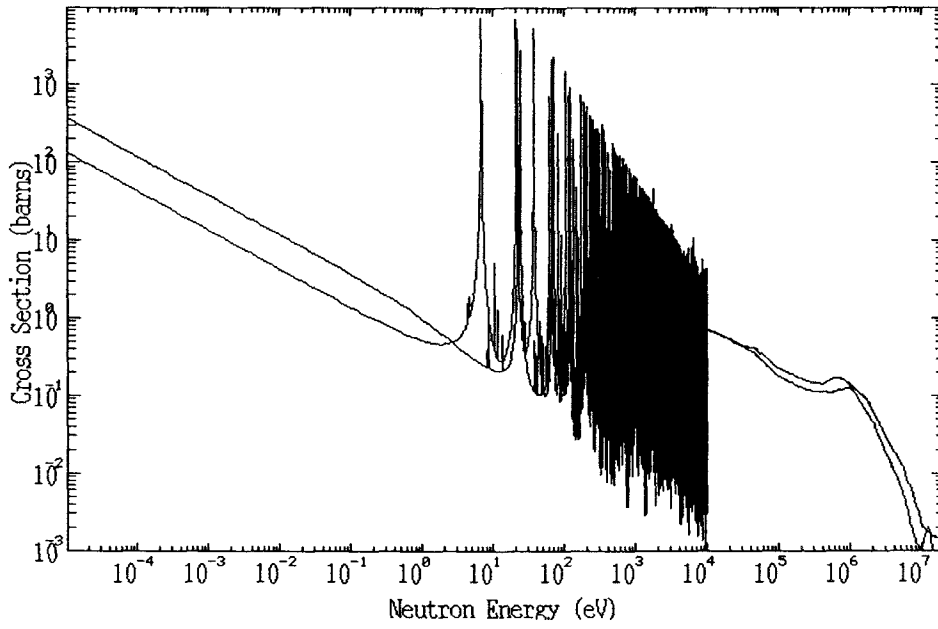


Figure 6.5-8 Absorption cross sections of ²³²Th and ²³⁸U

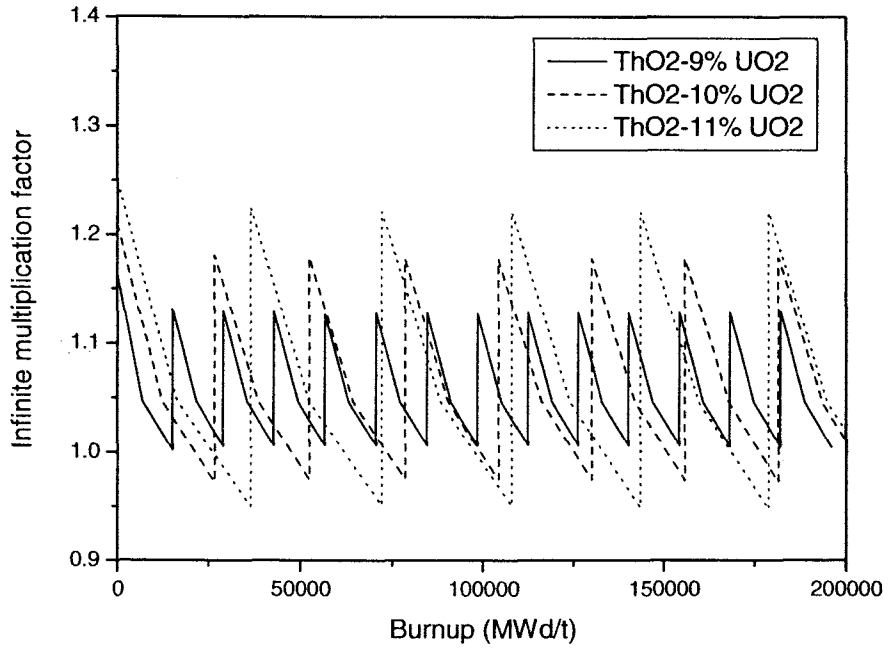


Figure 6.5-9 Infinite multiplication factors of recycled ThO₂-UO₂ fuel

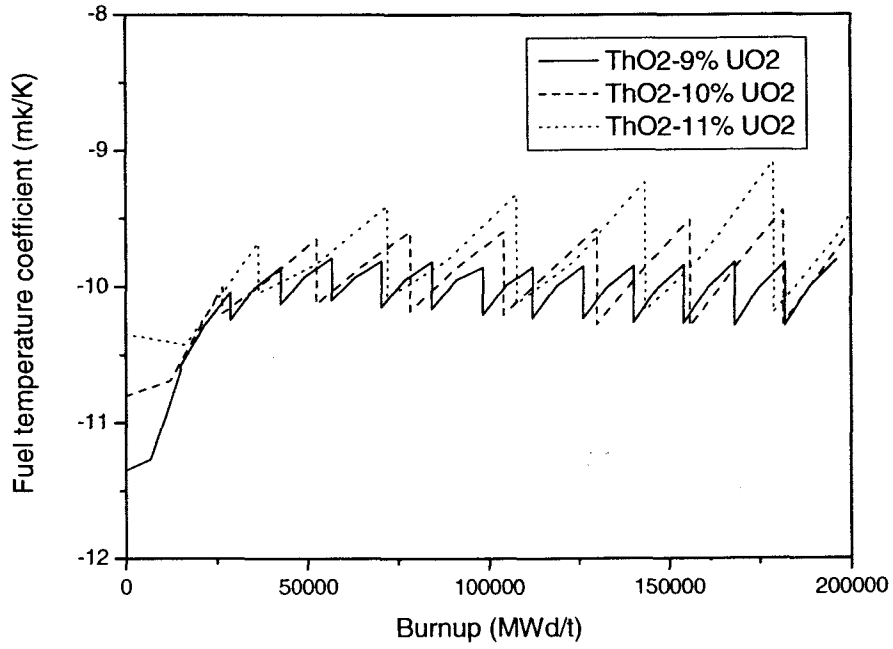


Figure 6.5-10 Fuel temperature coefficient variation

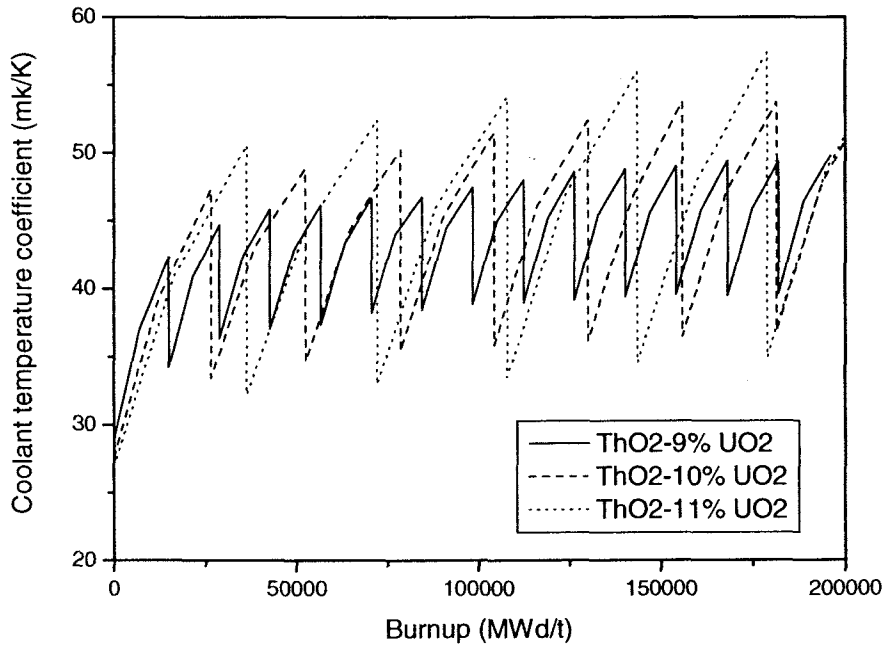


Figure 6.5-11 Coolant temperature coefficient variation

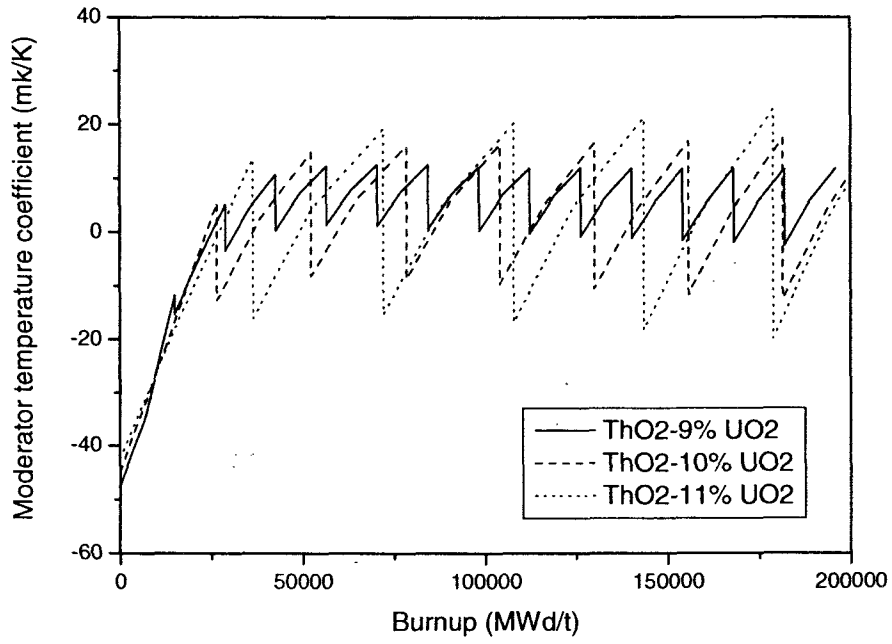


Figure 6.5-12 Moderator temperature coefficient variation

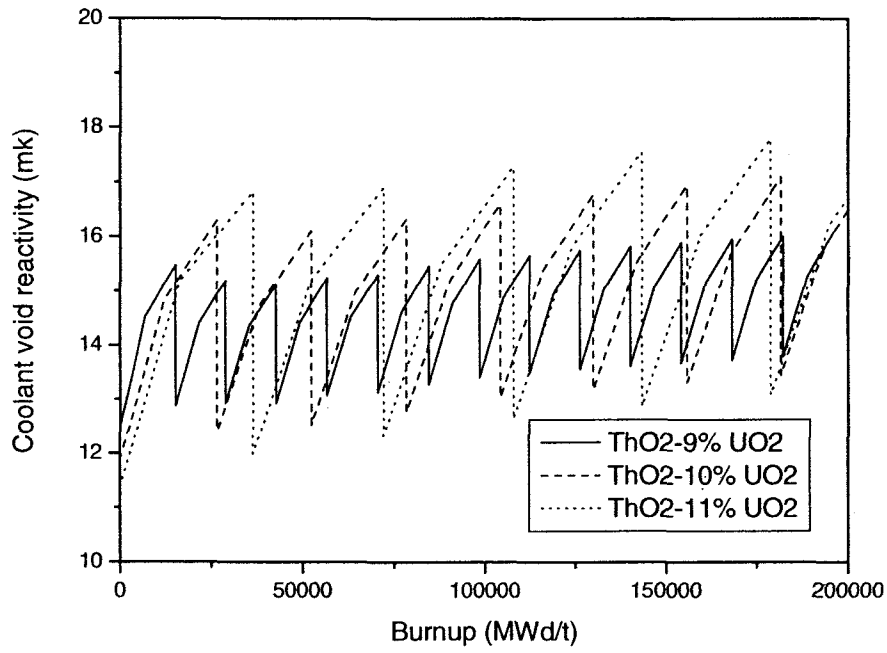


Figure 6.5-13 Coolant void reactivity variation

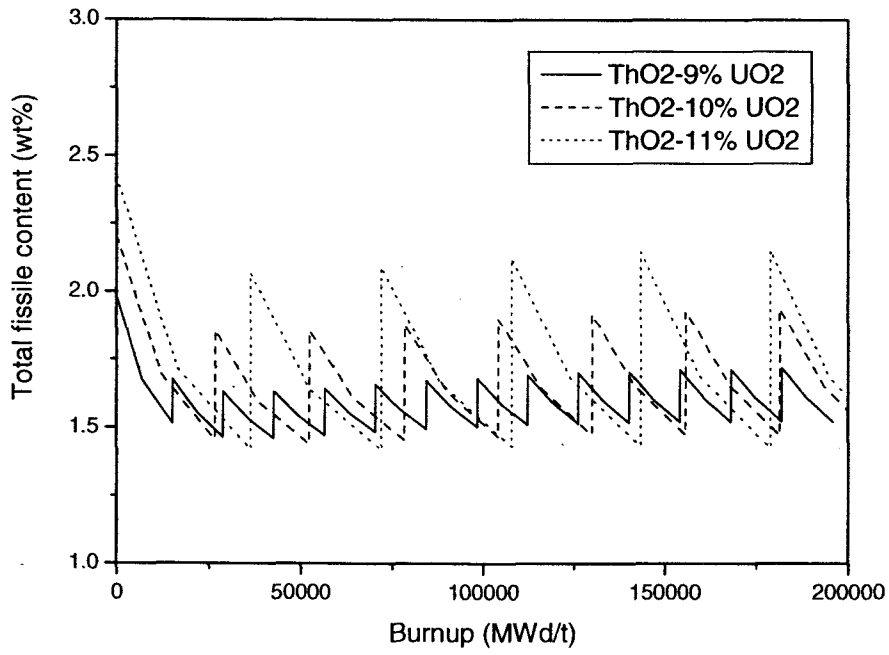


Figure 6.5-14 Fissile contents of recycled ThO₂-UO₂ fuel

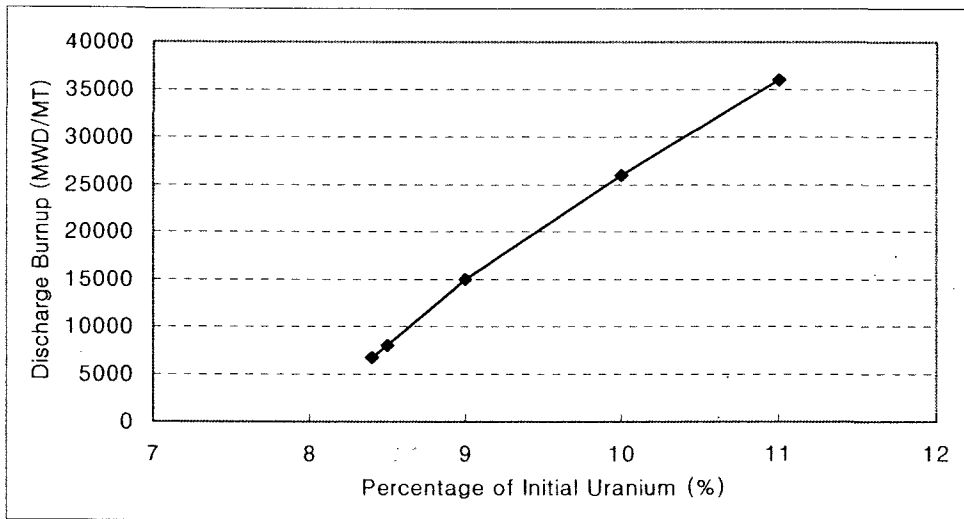


Figure 6.5-15 Sensitivity of discharge burnup to initial uranium content

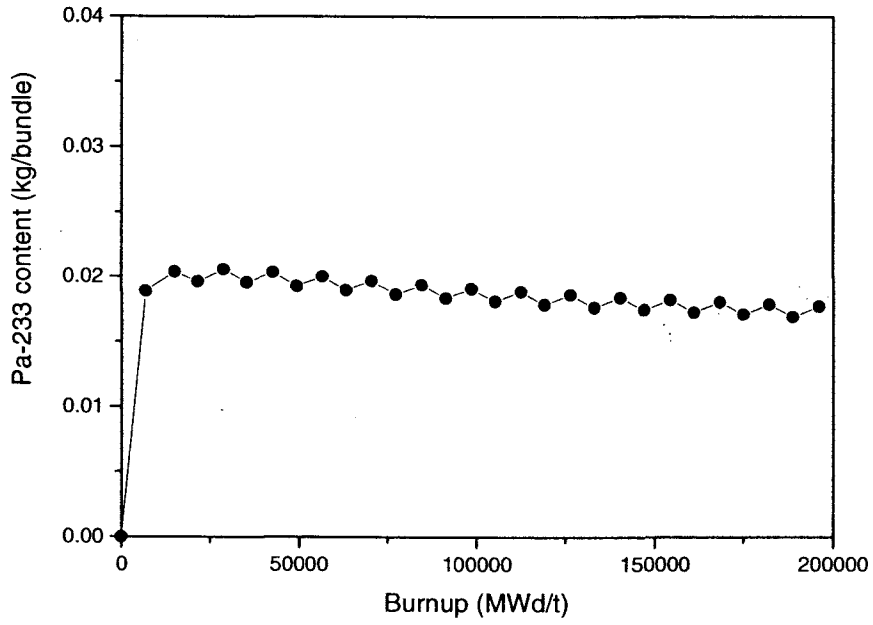


Figure 6.5-16 ²³³Pa and plutonium mass of ThO₂-9%UO₂ fuel

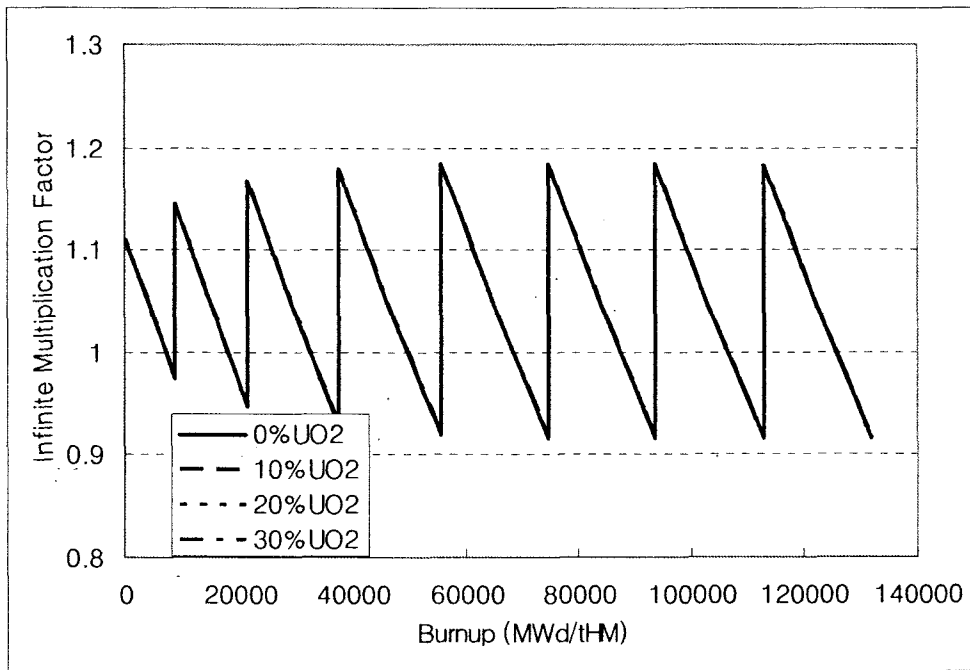


Figure 6.5-17 Infinite multiplication factors of various initial uranium loadings (0% removal rates of rare earths)

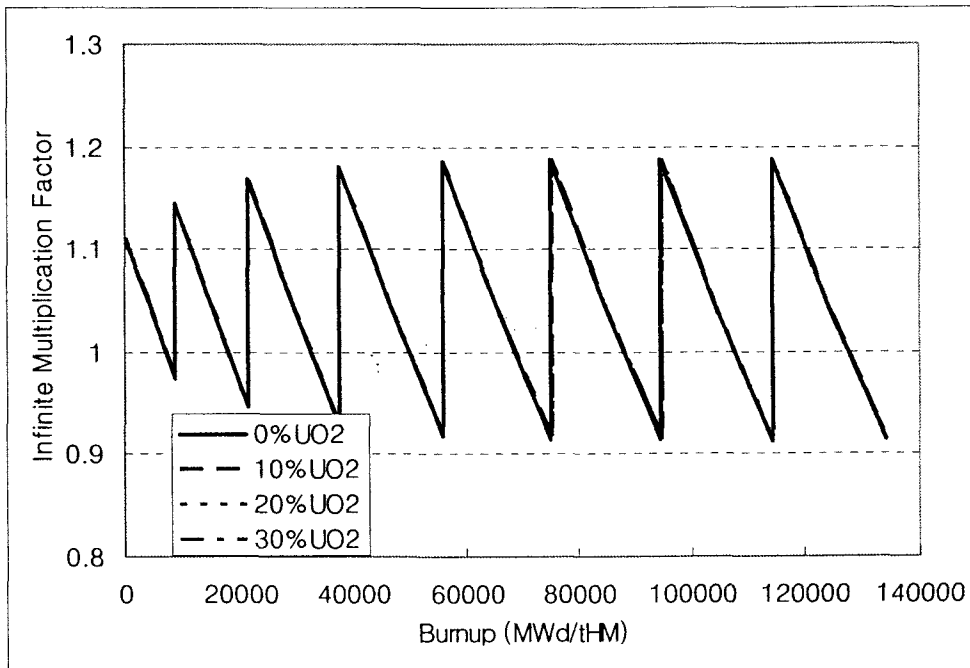


Figure 6.5-18 Infinite multiplication factors of various initial uranium loadings (30% removal rates of rare earths)

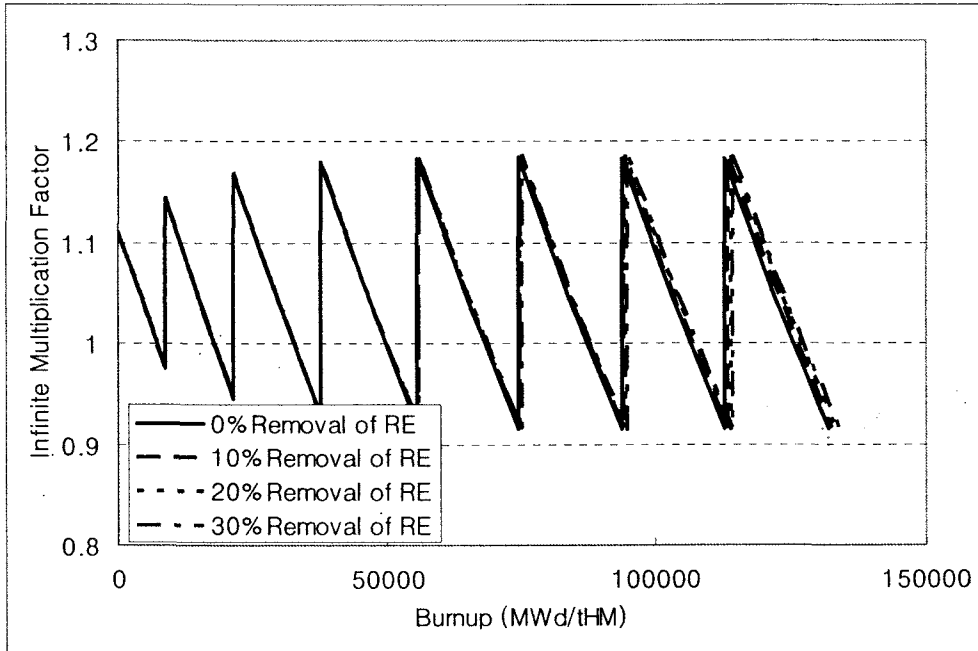


Figure 6.5-19 Infinite multiplication factors for various removal rates of rare earths (0% initial uranium loadings)

6.6 건식공정 핵연료 경수로 분석

건식재가공 핵연료의 경수로 사용 가능성을 미국에서 시도된 AIROX 개념을 이용하여 평가하였다. AIROX 공정에서는 사용후 핵연료에서 휘발성 또는 준 휘발성 핵분열 생성물을 제거한 뒤 분말형태로 가공한 뒤 농축 우라늄 또는 플루토늄을 혼합하여 재 소결/성형을 거쳐 새로운 핵연료를 제조하는 방법이다. 일반적으로 휘발성 물질에서 삼중수소, 크립톤, 제논, 요오드 및 탄소는 100%, Cs, Rb는 90%, Te, Cd는 75% 제거된다고 본다. 이러한 새로운 AIROX 공정의 도입으로 핵연료 주기에서 기존 핵연료의 핵분열성 및 증식 물질의 이용을 최적화할 수 있으며 환경과 자원 절감의 효과를 기대할 수 있다. 사용후 핵연료의 재사용은 향후 영구 처분장으로 옮겨지기 전에 원자로내의 임시 저장 장소의 부담을 경감시키는 효과도 있다. AIROX 공정에서는 모든 핵분열 생성물이 제거되지 않기 때문에 여전히 고준위 방사능을 유지하여 자체적으로 핵비확산성을 유지하고 있다. 그리고 첨가해주는 핵분열성 물질은 구 소련 등에서 공급되는 무기급 플루토늄도 수용할 수 있을 것이다. 이러한 AIROX 공정은 미국 내에서 개념적인 연구를 수행하다가 중단된 상태에 있었으며, 최근 차세대원자로에서 새로운 개념의 핵연료주기가 부각되자 다시 관심을 갖게 되었다.

6.6.1 경수로 핵연료 모델

AIROX 공정의 타당성을 평가하기 위한 노물리 계산은 그림 6.6-1과 같이 HELIOS 와 ORIGEN-2를 중심으로 구축하였다. 그리고 대상 핵연료 집합체는 CE형 16x16으로 그림 6.6-2에 도시하였다. 비교 계산에 사용된 3가지 핵연료는 다음과 같다.

- 우라늄 핵연료: UO_2 (4.3 wt%)
- AIROX 재순환 핵연료: 초기 농축도 3.2 wt%의 UO_2 핵연료가 33,000 MWd/t 연소 후 17 wt% 농축된 UO_2 와 혼합된 핵연료. 이때 농축우라늄의 혼합비는 체적으로 20%.
- 혼합핵연료: Pu 함량 7%의 MOX 핵연료 ($^{238}Pu = 1.83\%$, $^{239}Pu = 57.93\%$, $^{240}Pu = 22.5\%$, $^{241}Pu = 11.06\%$, $^{242}Pu = 5.6\%$, $^{241}Am = 1.08\%$)

계산의 편의상 HELIOS 라이브러리에서 다루고 있지 않는 핵종인 ^{85}Rb , ^{88}Sr , ^{92}Zr ,

^{94}Zr , ^{138}Ba 등은 무시하였다. 그리고 ORIGEN-2에서 전체 무게비가 0.01% 이하인 핵종은 HELIOS 계산에서 생략하였다. 표 6.6-1은 HELIOS 계산에서 고려된 주요 입력 자료를 보여주고 있다. 사용된 라이브러리는 중성자 190군이며 감마선은 48군을 선택하여 사용하였다.

6.6.2 경수로 핵연료 기준계산

그림 6.6-3은 3가지 핵연료에 대한 무한증배계수의 변화를 보여주고 있다. 고려된 핵연료 모두 기존 UO_2 핵연료와 비교해 큰 차이를 보이고 있지 않다. 주기 초에는 AIROX 재가공핵연료의 경우 무한 증배계수의 값이 약간 작게 나오는데 이 값은 연소가 진행됨에 따라 곧 줄어들게 된다. 이는 AIROX 재가공핵연료의 경우 보론 감소가 느려지고 가연성 독봉의 필요가 줄어들어 보다 장주기 운전의 가능성을 보여준다. 그림 6.6-4는 핵분열성 플루토늄의 양의 변화를 연소도에 따라 보여준다. AIROX 재가공 핵연료의 경우 초기에는 새 우라늄 핵연료에 비해 플루토늄을 자체적으로 많이 가지고 있으나 연소가 진행됨에 따라 거의 비슷해짐을 알 수 있다. 이로부터 재가공핵연료의 경우 비순환 핵연료에 비해 핵분열성 또는 중식 물질의 이용 효율이 높음을 알 수 있다.

AIROX 재가공 핵연료의 경우 플루토늄의 양이 상대적으로 많고 핵분열생성물에 의한 중성자 흡수가 많아 새 핵연료에 비해 중성자 스펙트럼이 보다 경화되게 된다. 이러한 스펙트럼 경화현상은 반응도 변화, 출력 분포 등에 영향을 주게 되어 세밀한 분석이 필요하다. 그림 6.6-5는 연소도에 따른 열중성자속의 변화를 보여주고 있다. 그림에서 보듯이 재가공핵연료의 경우 스펙트럼 경화가 있으며 상대적으로 연소도가 증가함에 따라 경화 정도가 약간 더 증가함을 알 수 있다. 혼합 핵연료의 경우 플루토늄의 영향으로 가장 경화된 스펙트럼을 보여주고 있다. 여기서 볼 수 있듯이 스펙트럼의 경화 정도는 상대적인 악티나이드의 함유량에 직접적으로 관계하며, 핵분열 생성물은 큰 영향을 주지 않는다.

재가공 핵연료의 경우 불순물의 함유로 중성자 흡수가 늘어나 반응도 계수의 변화를 초래하게 된다. 그림 6.6-6은 감속재 온도계수의 변화를 연소도에 따라 도시화 한 것이다. 경수로에서의 경향과 유사하게 연소도나 악티나이드 그리고

핵분열 생성물이 증가할수록 감속재 온도계수는 감소한다. AIROX 재가공 핵연료가 가장 낮은 감속재 온도계수를 보였는데 주기말로 갈수록 혼합 핵연료가 더욱 음이 된다.

그림 6.6-7은 도플러계수를 연소도에 따라 보여주고 있다. 혼합 핵연료의 경우 새 우라늄 핵연료에 비해 상당히 음의 도플러 계수 값을 보이는 반면 AIROX 재가공 핵연료는 중간에 위치하며 주기 말에는 거의 새 우라늄 핵연료 결과와 유사하게 나온다. 따라서 핵분열 생성물은 악티나이드와 비교할 정도의 감속재 온도계수에 영향을 주지만 도플러 온도계수에는 그다지 영향을 주지 못한다는 점을 확인할 수 있다. 감속재 온도계수와 도플러 계수 값이 음의 크기가 증가하기 때문에 모든 반응도 관련 반응 측면에서는 긍정적인 효과를 주지만 증기관 파손 사고 같은 시나리오에서는 반대의 결과를 초래한다. 노심 내에서 차가운 감속재의 주입으로 제어봉이 고정되는 사고에 해당되며, 결과적으로 양의 반응도 주입과 심한 출력 변화가 초래된다. 이러한 경우 안전 여유도를 만족하기 위해 혼합 핵연료의 경우와 마찬가지로 AIROX 재가공 핵연료의 경우도 유사한 설계 요건이 필요할 것이다.

반응도 주입과 제거에 대한 재가공 핵연료의 반응은 약간 느려지는데 이는 경화된 스펙트럼과 핵분열생성물의 흡수작용 때문이다. 따라서 보론과 제논의 반응도 가도 유사하게 영향을 준다. 재가공된 핵연료를 장전한 노심은 제논 진동에 대해서 상당한 안정성을 보이는 것으로 알려져 있다. 이는 노심이 보론 주입과 제거에 대해 상당한 유동성이 있다는 것을 말해준다. 이러한 반응은 혼합 핵연료와 AIROX 재가공 핵연료와 비교하면 거의 상대적으로 비례하는 것을 볼 수 있다. 그림 6.6-8은 보론가를 연소도에 대해 나타내고 있다.

재가공 핵연료의 경우 경화된 중성자 스펙트럼으로 인해 원자로 격납용기의 중성자 조사 취화 현상이 가속될 수 있다. 이러한 취약점을 제어하기 위한 예비 평가 결과, 혼합 핵연료를 장전한 노심의 경우 격납용기 보호를 위해 재가공 핵연료를 격납용기 근처 외부에 장전하는 것을 배제한 것으로 알려져 있다. 이는 핵연료 집합체와 베플 영역에서 중성자의 자유 행정 거리를 고려할 때 충분히 만족스러운 결과를 보였다. 경수로에서 AIROX 재가공 핵연료를 장전한 경우 노물리 측면

에서는 기존 혼합 핵연료를 장전한 경우의 범주 내에서 충분히 적용 가능함을 확인하였다. 그리고 보다 추가적인 설계 변경이나 제어봉 변경 등이 불필요 할 것으로 생각되며 노물리 측면에서는 혼합 핵연료에 적용 가능한 것은 AIROX 재가공 핵연료에도 충분히 적용 가능하리라 생각된다. 또한 비등형 원자로에 AIROX 재가공 핵연료를 장전하는 경우에도 경수로에서와 마찬가지로 노물리 특성은 새 우라늄 핵연료와 혼합 핵연료의 중간정도로 나타날 것이다. 그리고 비등형 원자로에서 AIROX 재가공 핵연료의 노물리 영향은 혼합 핵연료와 비교하여 약간 작거나 유사하게 보일 것이다. 표 6.6-2는 일반적인 경수로에서 AIROX 재가공 핵연료의 노물리 특성을 정리한 것이다.

6.6.3 핵분열 생성물 제거에 따른 노심특성

핵분열 생성물 중 희토류를 AIROX 공정에서 추가적인 공정으로 제거하였을 경우 그 제거 비율에 따른 노물리 변수 계산을 수행하여 보았다. 고려된 계산 도구 및 입력은 위에서 수행한 자료를 그대로 이용하였다. 희토류의 제거비율은 0, 10, 20, 50%로 4가지 경우에 대해 계산을 수행하였다. 희토류의 제거로 인한 전체적인 질량 결손은 농축우라늄을 더 추가적으로 섞어줌으로서 평형을 유지하도록 하였다. 그림 6.6-9는 무한증배계수의 변화를 보여주고 있다. 연소도의 진행에 따라 희토류의 제거 비율이 크게 영향을 주지 않음을 알 수 있다. 50% 정도 제거되면 반응도의 증가로 인해 무한 증배계수의 차이가 있다. 희토류의 양이 전체 핵연료에서 차지하는 비율이 그다지 크지 않기 때문에 이러한 현상을 볼 수 있다. 그림 6.6-10은 감속재 온도계수의 변화를 보여주고 있으며 그림 6.6-11은 도플러 온도계수, 그림 6.6-12는 보론 계수를 보여주고 있다. 희토류 제거비율에 따라 전체적으로 큰 차이는 보이지 않고 있다. 다만 감속재 온도계수에서는 희토류의 제거율이 증가됨에 따라 반응도의 변화로 약간 증가하는 경향을 보이지만 그 차이는 미미하다. 이처럼 희토류의 제거율에 따른 노물리 측면에서 변화는 거의 찾아보기 힘들다. 다만 다중 재순환시 희토류의 제거에 따른 추가된 우라늄의 증가로 연소도가 증가할 것을 기대할 수 있다.

Table 6.6-1 HELIOS input data for a PWR fuel

Parameter	Value
Pellet outer radius (cm)	0.41264
Fuel rod outer radius (cm)	0.48514
Water hole inner radius (cm)	1.1430
Water hole outer radius (cm)	1.2446
Rod pitch (cm)	1.29
Moderator temperature (°C)	580
Fuel temperature (°C)	900

Table 6.6-2 Effect of the AIROX-recycled fuel on reactivity

Parameter	AIROX Fueled Core	Reason for Difference	Consequence
Moderator temperature coefficient	More negative	Increased resonance absorption and spectrum shift	Improved stability and transient characteristics except for steam line break transient
Doppler coefficient	More negative	Fission product and actinide resonance	Improved transient characteristics
Control rod worth	Reduced	Thermal flux reduced	Possible increase in number of control rods: use of enriched boron or other poisons
Boron worth	Reduced	Thermal flux reduced	More boron used for cold to hot reactivity swing
Xenon worth	Reduced	Thermal flux reduced	Improved stability
Local power peaking	Increased	Increased water worth	More complex fuel assembly design and core reload analysis
Delayed neutron fraction	Reduced	$\beta(^{239}\text{Pu}) < \beta(^{235}\text{U})$ (0.002 < 0.007)	Reduced rod ejection accident margin

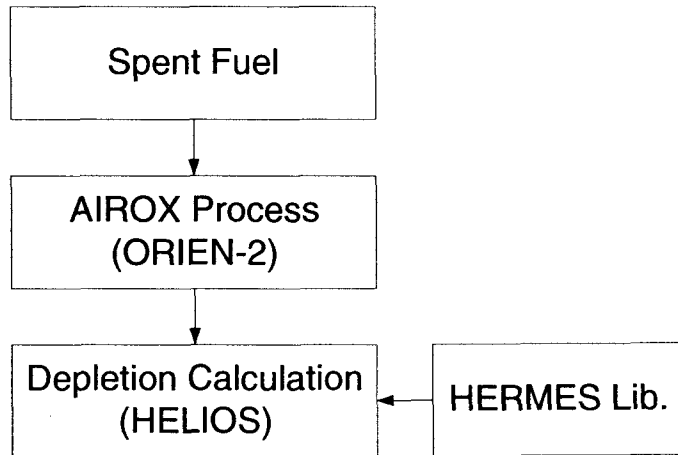


Figure 6.6-1 Physics calculation path of the AIROX fuel

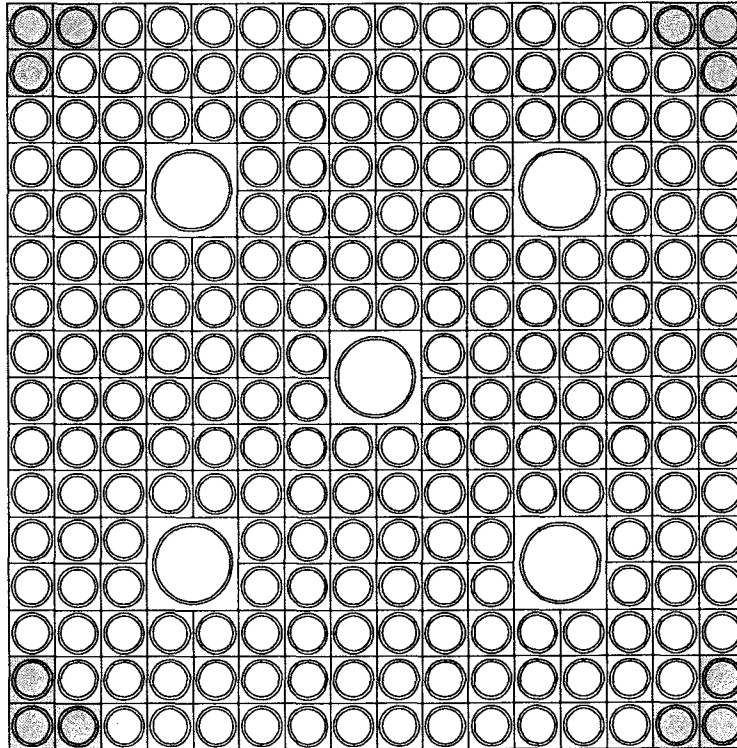


Figure 6.6-2 Configuration of a 16x16 CE fuel assembly

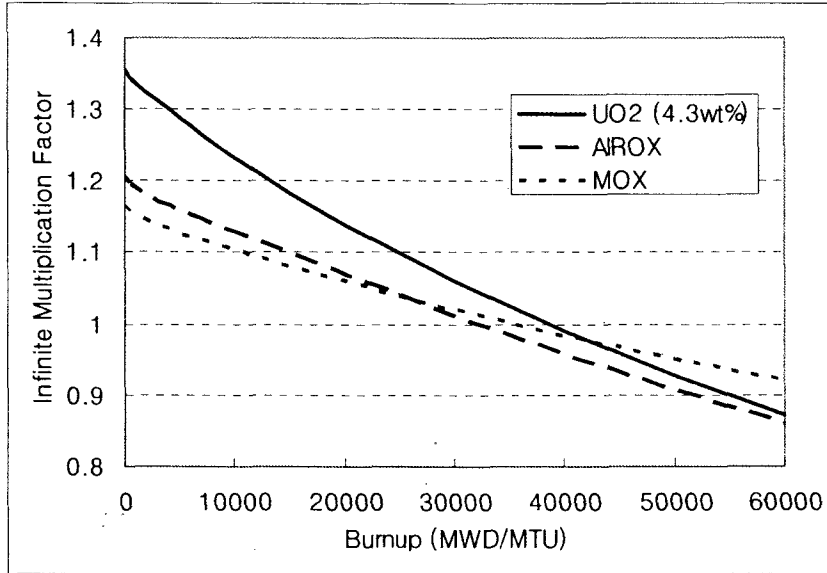


Figure 6.6-3 Comparison of the infinite multiplication factor

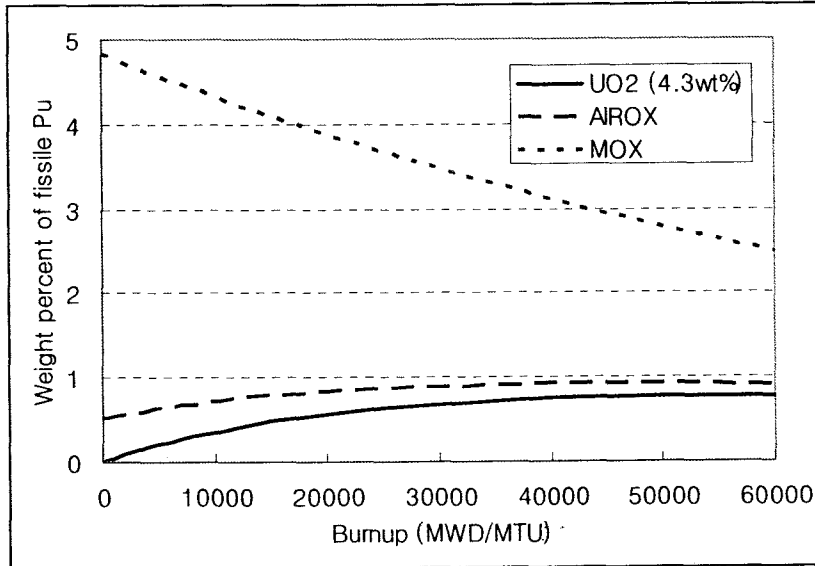


Figure 6.6-4 Comparison of the fissile plutonium content

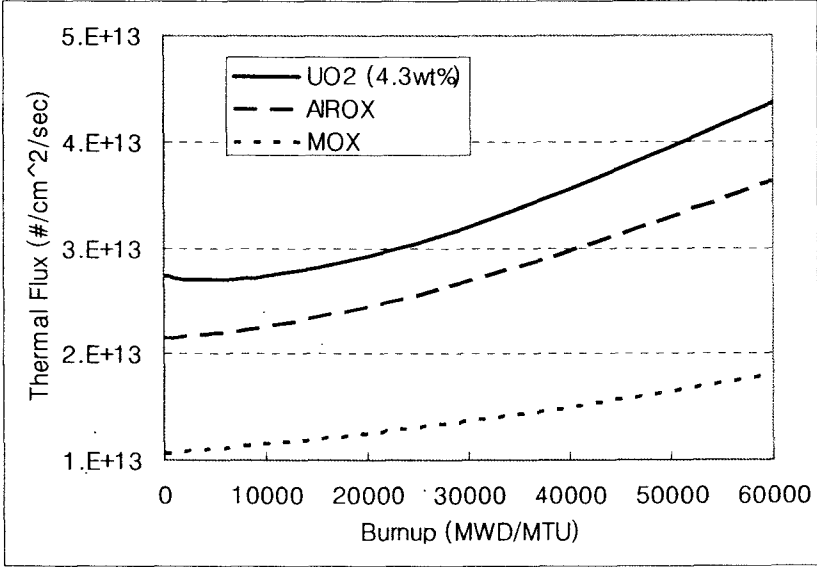


Figure 6.6-5 Comparison of the thermal flux

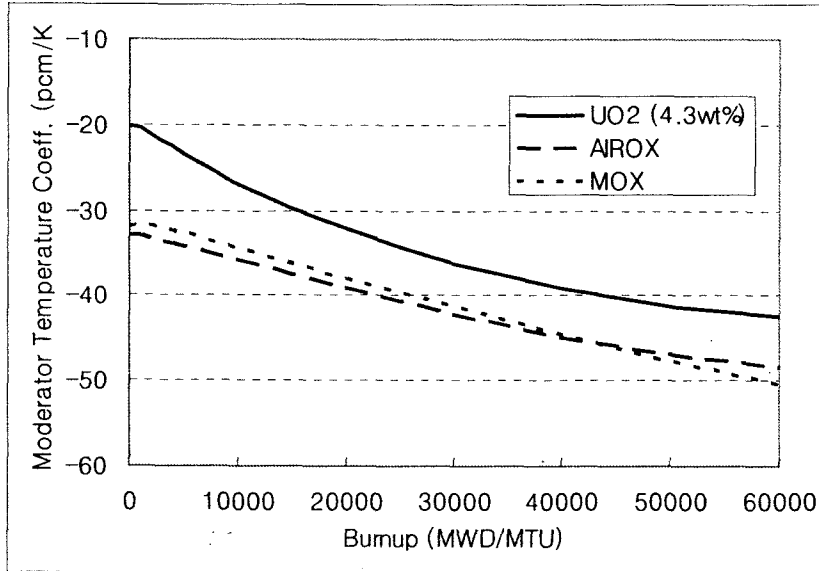


Figure 6.6-6 Comparison of the moderator temperature coefficient

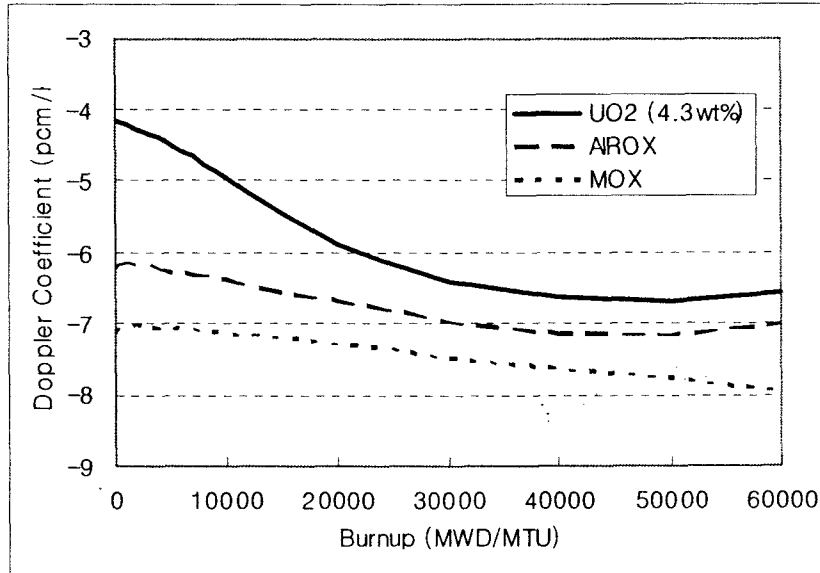


Figure 6.6-7 Comparison of the Doppler coefficient

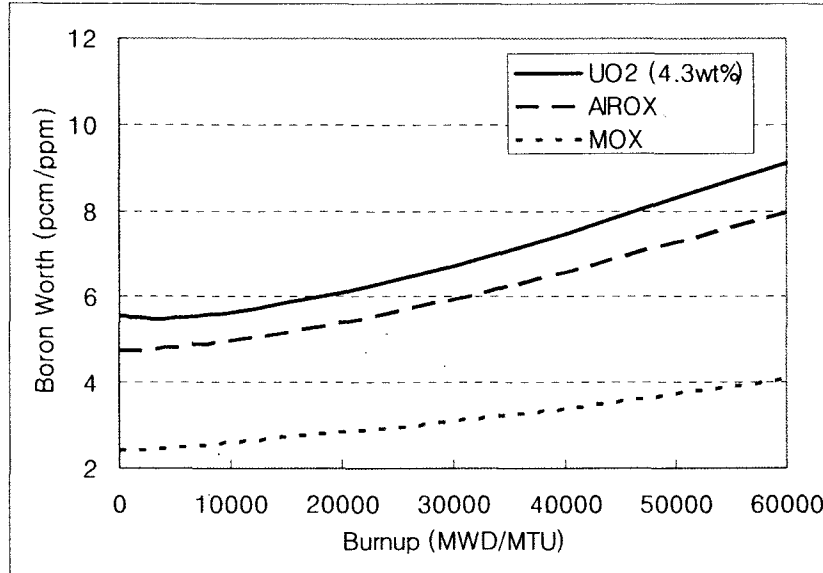


Figure 6.6-8 Comparison of the boron worth

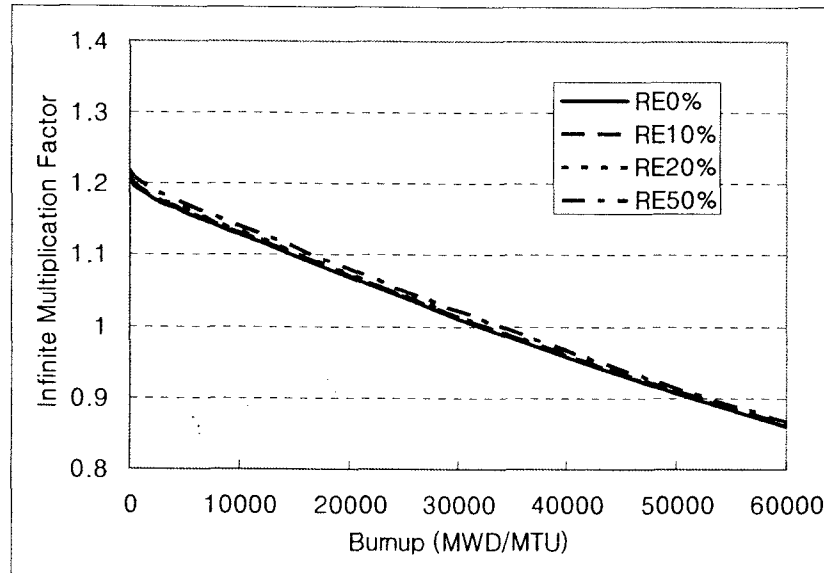


Figure 6.6-9 Comparison of the infinite multiplication factor for different rare earth removal rates

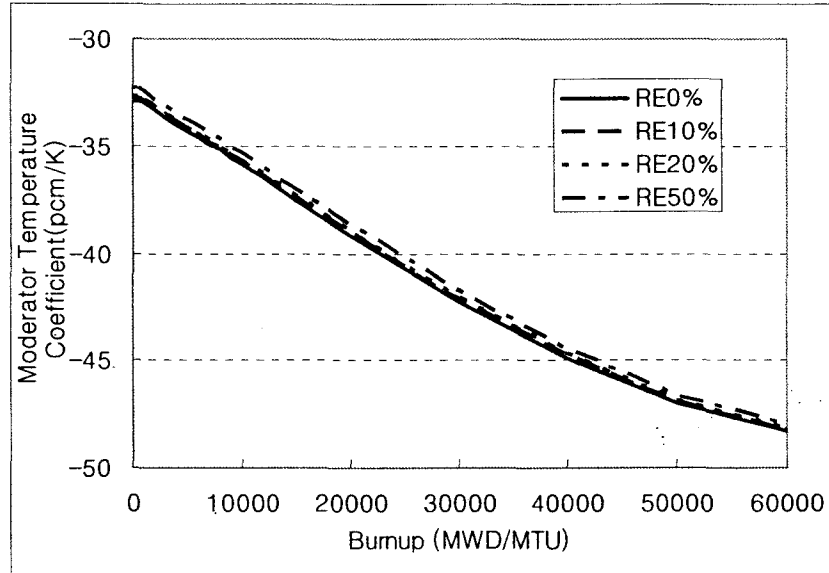


Figure 6.6-10 Comparison of the moderator temperature coefficient for different rare earth removal rates

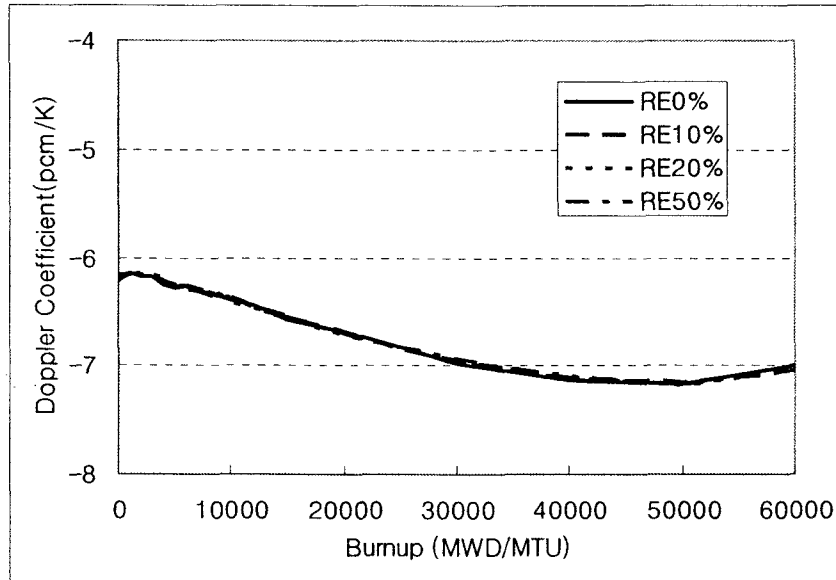


Figure 6.6-11 Comparison of the Doppler coefficient for different rare earth removal rates

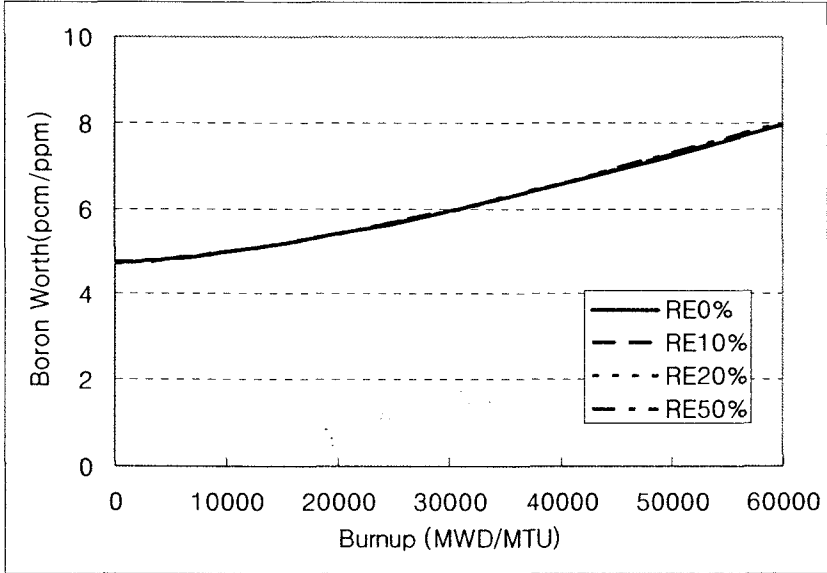


Figure 6.6-12 Comparison of the boron worth for different rare earth removal rates

6.7 요약 및 향후 업무

소듐냉각 고속로

건식재가공 핵연료의 액체 금속로 적용가능성을 확인하기 위하여, BN-600 복합 노심을 참조로 하여 격자 피치를 키운 노심(CASE I)과 실제로 운전 중인 BN-600 노심을 변형한 노심(CASE II)의 두 노심에 대한 평형노심 계산을 수행하였다. 두 노심 형태에 대하여 증식비가 1.05에 도달하는 각각 두 가지의 핵연료 부피 비율을 구하였고 각 선정된 핵연료 비율에 대하여 적절한 내부노심과 외부노심의 초우라늄 농축도를 구하였다. 이렇게 하여 선정된 노심에 대하여 냉각재 기포반응도, 핵연료 온도계수 및 주기 당 핵연료 물질흐름 등을 보였다. 본 연구에서는 상세 핵연료다발에 대한 설계나 열수력 설계가 고려되지 않고 핵연료 비율에 따른 원자로를 구성하였으나 추후 상세 핵연료다발 설계에 따른 핵연료봉의 최대 선출력 밀도와 열수력 설계를 통한 냉각능력을 입증한다면 건식공정에 의한 산화물 핵연료를 이용한 액체 금속로의 운전은 가능할 것으로 보인다. 특히, 산화물 핵연료의 경우, 프랑스 PHENIX, 일본의 JOYO나 MONJU 원자로에 산화물 핵연료가 사용되고 있을 뿐만 아니라, 성능은 이미 실증되어 있는 상태이다. 하지만 산화물 핵연료의 경우 열전도도가 낮으므로 핵연료 봉 중심온도에 대한 고려가 필요하다. 아울러 산화물 핵연료가 금속핵연료나 질화물 핵연료에 비해 연화된 증성자 에너지 스펙트럼을 보이므로 금속핵연료나 질화물핵연료의 건식재가공 가능성에 대한 연구도 필요할 것으로 보인다.

납 냉각 고속로

건식재가공 핵연료의 납 냉각 고속로에의 적용가능성을 검토하기 위하여 소듐 고속로에 대해 선정된 두 가지 노심에 대하여 평형노심 계산을 수행하였다. 소듐 고속로의 경우에서와 마찬가지로 상세 핵연료다발 설계나 열수력 설계를 하지 않고 초우라늄 농축도, 증식비, 최대 선출력, 연소결손 반응도 등과 같은 노심 핵 특성을 계산하였다. Pb-Bi 냉각재의 원자량은 소듐보다 9배 정도 크기 때문에 증성자 충돌에 의한 에너지 감소가 작아서 노심 내 증성자 스펙트럼이 소듐 고속

로보다 경화되므로, 납 냉각의 경우 소듐 냉각에 비해 증식특성이 향상되어 낮은 핵연료 부피비율에서 핵분열성 물질의 자급자족이 가능한 평형노심을 구성할 수 있었다. 또한 이러한 경화된 증성자 스펙트럼의 영향으로 Pb-Bi 냉각재에 의한 기포반응도는 소듐 고속로의 경우와 비교하여 같은 핵연료 비율에 대해서 약 절반 이하로 감소하였으나, 핵연료 온도계수의 경우 소듐 고속로보다 작은 음의 값을 보였다.

납 냉각 및 소듐 냉각 고속로 모두 동일한 출력에서 운전되므로 평형노심에 도달한 납 냉각 고속로의 핵연료 물질흐름은 소듐고속로의 경우와 크게 다르지 않았다. 평형핵연료 주기에 대한 핵분열생성물의 영향을 평가한 결과, 핵연료 비율이 높을수록 평형노심에 도달하기 위한 핵분열생성물의 제거율이 높게 나타났으며, 납 냉각 고속로의 경우, 소듐 고속로에 비해 경화된 스펙트럼에 의해 낮은 핵연료 비율에서 평형노심 구성이 가능하므로 전반적으로 평형노심에 도달하기 위한 핵분열생성물의 제거율이 조금 더 낮게 나타났다.

그러나 Pb-Bi 냉각재는 소듐에 비해 비중이 10 배 이상 크기 때문에 높은 펌프용량을 필요로 하며, 비열과 열전도도가 소듐보다 낮기 때문에 주로 저출력 노심설계에 사용된다. 그럼에도 불구하고, 추후 상세 핵연료다발 설계에 따른 핵연료봉의 최대 선출력 밀도와 열수력 설계를 통한 냉각능력을 입증한다면 건식공정에 의한 산화물 핵연료를 이용한 납냉각 고속로의 평형 핵연료주기 구성이 가능할 것으로 보인다.

가스 냉각 고속로

600 MWth 가스 냉각 고속로 핵연료주기 타당성 연구를 핵연료 재순환 계산을 통해 수행하였다. 계산 결과 기준 노심의 초기 노심 증식 이득이 -0.04755 경우, 적정량의 천연우라늄과 플루토늄을 공급하면 초기노심의 핵연료를 계속해서 재순환 시킬 수 있는 것으로 나타났다. 원자로 출력 밀도에 대한 민감도 계산에서는, 기준노심(58.2 MW/m^3)과 비교하여 고출력밀도 노심(98.4 MW/m^3)에서 희소 악티나이드와 사용후 핵연료의 양을 줄일 수 있는 것으로 나타났다. 재가공 공정 변수에 대한 민감도 계산 결과 공정 손실과 핵분열 생성물 제거율이 각각 1% 및 95%인 경우에도 노심의

잉여반응도 및 사용후 핵연료 재순환에는 문제가 없는 것으로 나타났다. 그러나 핵분열 생성물 제거율이 더 높은 경우에 대해서는 추가 계산이 필요하다.

중수로 토륨 핵연료

균질한 토륨/우라늄 핵연료를 중수로에 장전하는 경우 여러 가지 특성과 함께 노물리 안전변수들을 계산하였다. 특히 본 연구에서는 우라늄의 초기 비율과 초기 우라늄 농축도, 그리고 핵분열 생성물의 재순환 비율에 대한 민감도 분석을 통하여 천연우라늄의 이용효율과 안전변수 등 다양한 기초 자료를 생성하여 중수로에 토륨/우라늄 혼합핵연료의 이용가능성을 확인하였다. 또한 천연우라늄과 비교하여 안전물리 특성에서는 큰 차이를 보이지 않았다. 결론적으로 물질 흐름과 노물리 관점에서 초기 우라늄 농축도와 핵분열 생성물의 조정이 충분히 가능하리라 판단된다.

그리고 건식공정 핵연료 재순환 기술을 이용하여 중수로에 토륨 및 듀픽 핵연료 붕을 하나의 다발 내에 비 균질하게 장전하는 방법에 대한 노물리 계산을 수행하였다. 노물리 안전성 측면에서 기존 천연 우라늄 핵연료를 장전하는 경우와 비교하여 큰 차이를 보이지는 않았으며 감속재 온도계수 측면에서는 더욱 안전성이 향상된 결과를 보였다. 또한 비균질 토륨/듀픽 핵연료 주기의 경우 듀픽 핵연료주기 비용보다 낮게 산출되었으며 이는 향후 듀픽 핵연료 주기에 있어 새로운 연구 방향으로 제시될 수 있을 것이다.

6.8 참고문헌

1. "Generation 4 Roadmap Fuel Cycle Cross Cut Group Executive Summary," U.S. DOE Nuclear Energy Research Advisory Committee and the Generation VI International Forum, 2001.
2. D.F. TORGERSON, "The ACR-700 - Raising the Bar for Reactor Safety, Performance, Economics, and Constructability," *Nuclear News*, Oct. 2002.
3. J.C. GARNIER, C. POETTE, B. MATHIEU, A. CONTI, J.P. GAILLARD, "Preliminary Design of an Advanced Gas Cooled Fast Reactor Core, Fuel Forms and Primary System Concept," 2003 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP'03), Córdoba, 2003.
4. N. CHAUVIN, J.C. GARNIER, J.L. SERAN, Ph. BROSSARD, "Requirements for Fuel and Structural Materials for Gas Cooled Fast Reactor (GFR), Preliminary Design," 2003 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP'03), Córdoba, 2003.
5. E. GREENSPAN, N.W. BROWN, M.D. CARELLI, L. CONWAY, M. DZODZO, Q. HOSSAIN, D. SAPHIER, J.J. SIENICKI and D.C. WADE, "The Encapsulated Nuclear Heat Source Reactor for Proliferation Resistant Nuclear Energy," Proc. GLOBAL 2001, Paris, Sept. 9-13, 2001.
6. J.J. SIENICKI and P.V. PETKOV, "Passive Safety of the STAR-LM HNMC Natural Convection Reactor," 10th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-10, Arlington, April 14-18, 2002.
7. D.C. WADE et al., "STAR-H2: A 400 MWth Lead-Cooled, Long Refueling Interval Reactor for Hydrogen Production," Proc. 11th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-11, Tokyo, April 20-23, 2003.
8. C.W. FORSBERG, "Molten Salt Reactors (MSRs)," The Americas Nuclear Energy Symposium, ANES 2002, Miami, Oct. 16-18, 2002.
9. V. IGNATIEV et al., "Physical and Chemical Properties of Molten Salt Reactor

- Fuel Salts," 2003 International Congress on Advances in Nuclear Power Plants (ICAPP'03), Córdoba, 2003.
10. M.J. LINEBERRY and T.R. ALLEN, "THE SODIUM-COOLED FAST REACTOR (SFR)," The Americas Nuclear Energy Symposium, ANES 2002, Miami, Oct. 16-18, 2002.
 11. H.S. KHALIL and R.N. HILL, "Evaluation of Liquid-Metal Reactor Design Options for Reduction of Sodium Void Worth," *Nucl. Sci. Eng.*, **109**, pp.221-226, 1991.
 12. D.H. HAHN et al., "KALIMER Preliminary Conceptual Design Report," KAERI/TR-1636/2000, Korea Atomic Energy Research Institute, 2000.
 13. Y. OKA and S. KOSHIZUKA, "General Features of Direct-cycle Supercritical-Pressure Light Water-Cooled Reactors," 4th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-4, New York, 1996.
 14. R.B. DUFFEY, H.F. KHARTABIL, I.L. PIORO and J.M. HOPWOOD, "The Future of Nuclear: SCWR Generation IV High Performance Channels," Proc. 11th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-11, Tokyo, April 20-23, 2003.
 15. D.R. NICHOLLS, "Status of the Pebble Bed Modular Reactor," *Nuclear Energy*, Vol. **39** (4), pp.231-236, Aug. 2000.
 16. J.B. ZGLICZYNSKI, et al., "The Gas Turbine-Modular Helium Reactor (GT-MHR), High Efficiency Cost Competitive, Nuclear Energy for next Century," International Topical Meeting on Advances in Reactor Safety, Pittsburgh, April 17-21, 1994.
 17. T. FYOKU, T. NAKAZAWA, K. KAWASAKI, H. HAYASHI and S. FUJIKAWA, "Present Status of HTTR Project," Proc. 11th International Conference on Nuclear Engineering, ICONE-11, Tokyo, April 20-23, 2003.
 18. S. HU, R. WANG and Z. GAO, "Safety Demonstration Tests on HTR-10," 2nd International Topical Meeting on High Temperature Reactor Technology, Beijing, Sept. 22-24, 2004.

19. C.W. FORSBERG and K.L. PEDDICORD, "Hydrogen Markets and Futures for Nuclear Power," *Transactions of American Nuclear Society*, **85**, p.31, 2001.
20. "Working Material: Updated Codes and Methods to Reduce the Computational Uncertainties of Liquid Metal Fast Reactors Reactivity Effects, The fourth Research Coordination Meeting," IAEA-RC-803.4, TWG-FR/113, Obninsk, May 19-23, 2003.
21. B.J. TOPPEL, "A User's Guide for the REBUS-3 Fuel Cycle Analysis Capability," ANL-83-2, Argonne National Laboratory, 1983.
22. J.D. KIM and C.S. GIL, "KAFAX-F2.2: Development and Benchmark of Multi-group Library for Fast Reactor Using JEF-2.2," KAERI/TR-842/97, Korea Atomic Energy Research Institute, 1997.
23. R.E. MacFARLANE, "TRANSX 2: A Code for Interfacing MATXS Cross-Section Libraries to Nuclear Transport Codes," LA-12312-MS, Los Alamos National Laboratory, 1993.
24. R.E. ALCOUFFE et al., "User's Guide for TWODANT: A Code Package for Two-Dimensional, Diffusion- Accelerated, Neutron Transport," LA-10049-M, Los Alamos National Laboratory, 1990.
25. K.L. DERSTINE, "DIF-3D: A Code to Solve One-, Two-, and Three-Dimensional Finite-Difference Diffusion Theory Problems," ANL Repoer, Argonne National Laboratory, 1984.
26. J.D. KIM, "Generation of Lumped Fission Product Cross Sections for Fast Reactors," NDL-25/99, Korea Atomic Energy Research Institute, 1999.
27. A.E. WALTER and A.B. REYNOLDS, *Fast Breeder Reactors*, Pergamon Press, New York, 1981.
28. H. SONG et al., "Nuclear Design of a NA Cooled KALIMER-600 Core with No Blanket," Advances in Nuclear Fuel Management III (ANFM 2003), Hilton Head Island, Oct. 5-8, 2003.
29. P. FORTESCUE and G.M. SCHULTZ, "A 1000 MW(e) Gas-cooled Fast Breeder

- Reactors," GA-7823, General Dynamics, 1967.
30. P. FORTESCUE, G. MELESE-d'HOSPITAL and L. MEYER, "Design Studies for 1000 MWe Gas-cooled Fast Breeder Reactors," GA-8581, Gulf General Atomic Inc., 1968.
 31. "A Design and Assessment Study of Gas Cooled Breeder Reactors," European Association for Gas Breeder Reactor, 1972.
 32. J.C. GARNIER, N. CHAUVIN, P. ANZIEU, G. FRANCOIS, T.Y.C. WEI, T. TAIWO, M. MEYER, P. HEJZLAR, H. LUDEWIG and A. BAXTER, "Feasibility Study of an Advanced GFR Design Trends and Safety Options Status of France & US Studies," Proc. GLOBAL2003, Atoms for Prosperity: Updating Eisenhower's Global Vision for Nuclear Energy, New Orleans, 2003.
 33. G. RIMPAULT, "The ERANOS Code and Data System for Fast Reactor Neutronic Analyses," International Conference on the New Frontiers of Nuclear Technology: Reactor Physics, Safety and High Performance Computing (PHYSOR 2002), Seoul, 2002.
 34. E. CRITOPH, S. BANERJEE, F.W. BARCLAY, D. HAMEL, M.S. MILGRAM and J.I. VEEDER, "Prospects for Self-Sufficient Equilibrium Thorium Cycles in CANDU Reactors," AECL-5501, Atomic Energy of Canada Limited, 1976.
 35. D.F. TORGERSON, P.G. BOCZAR and A.R. DASTUR, "CANDU Fuel Cycle Flexibility," *Bulletin of the Canadian Nuclear Society*, **15**, pp.24-26, 1994.
 36. P.G. BOCZAR, P.S.W. CHAN, G.R. DYCK, R.J. ELLIS, R.T. JONES, J.D. SULLIVAN and P. TAYLOR, "Thorium Fuel Cycle Studies for CANDU Reactors," IAEA-TECODC-1319, pp.25-41, 2002.
 37. J.V. DONNELLY, "WIMS-CRNL: A User's Manual for the Chalk River Version of WIMS," AECL-8955, Atomic Energy of Canada Limited, 1986.
 38. *The Economics of the Nuclear Fuel Cycle*, Organization for Economic Cooperation and Development/Nuclear Energy Agency, 1993.
 39. W.I. KO, H. CHOI and M.S. YANG, "Economic Analysis on Direct Use of Spent

Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors - IV: DUPIC Fuel Cycle Cost,
Nuclear Technology, **134**, pp.167-186, 2001.

BLANK

제 7 장. 연구개발 목표 달성도 및 향후업무

BLANK

7. 연구개발 목표 달성도 및 향후업무

1단계 연구 기간을 통하여 과제 제안서에서 요구하는 연구 목표는 충분히 달성된 것으로 판단한다. 연구 추진 내용은 크게 세 가지로 분류할 수 있는데,

- 첫째 건식 재가공 핵연료의 하나로 조사해석,
- 둘째 기존 듀픽 핵연료 양립성평가 결과 분석 및 보완, 그리고
- 셋째 미래 핵연료주기에서의 건식 재가공 핵연료 활용가능성 분석이다.

하나로 조사시험을 위하여 안전성 분석을 수행하여 조사시험이 원만히 수행될 수 있었으며, 듀픽 핵연료의 양립성평가는 기계적 건전성 및 안전성해석 부분을 보완하였다. 특히 방사선 선원을 다시 생산해 결과의 신뢰도를 향상시켰다. 건식 공정의 활용성 검토를 위해 DYMOND 코드의 듀픽 핵연료주기 모델을 개발하였으며, 건식 공정 안전성 분석, 고속로주기 및 토륨 핵연료주기 해석을 수행하였다. 건식 공정의 노물리 분석을 통해 공정의 임계 안전성을 확인하였으며, 핵주기 시범 계산에서 건식공정 도입시기의 중요성을 확인하였다. 그러나 재순환 주기 분석을 통해 핵분열 생성물의 효과적인 제거가 필요함이 발견되었으며, 이를 위한 실험적 그리고 이론적 접근이 필요할 것이다.

7.1 연구개발 목표 달성도

7.1.1 세부연구 목표별 주요 실적

하나로 조사시험 해석 및 핵연료 설계 자료 생산

- 건식 재가공 핵연료 조사시험 분석 보고서 작성 (KAERI/TR-2646)
- 건식 재가공 핵연료 설계곡선 생산^{a)}
- 건식 재가공 핵연료 붕 성능 예비 평가
- 주요 발표 자료

a) Assessment of the DUPIC fuel performance for the in-core fuel management strategy
Trans. Am. Nucl. Soc., Vol. 90, pp.97-98, Pittsburgh, June 13-17, 2004.

핵연료 안전 특성 해석

- 중수로 제 2 정지계통 중성자 흡수 물질 주입 모델 개발^{a)}
- 중수로 핵연료 채널에서 축 방향 출력 분포가 임계 열 유속에 미치는 영향 평가^{b)}
- 건식 재가공 핵연료 장전 중수로의 방사선 선원항 생산^{c)}
- 건식 재가공 핵연료 장전 중수로의 대형 파단 설계기준 사고 해석 (PSB55, RIH35, ROH100) 및 방사선 영향 평가 보고서 작성 (KAERI/TR-2577)

■ 주요 발표 자료

- a) A CFD Model for High Pressure Liquid Poison Injection for CANDU-6 Shutdown System No.2, 10th Int. Conf. On Nuclear Engineering, ICON-10, Arlington, April 14-18, 2002.
- b) The Assessment of Critical Heat Flux for Loading DUPIC Fuel in Heavy Water Reactor, HEFAT 2002, Kruger Park, South Africa, April 8-10, 2002.
- c) Radiation source term calculation of CANDU fuels, *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 92, San Diego, June 5-9, 2005.

건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발

- 핵연료주기 개발 기술 현황 분석 보고서 작성 (KAERI/AR-659)
- 건식 재가공 산화물 핵주기 분석을 위한 DYMOND 코드 모델 개발^{a)}
- 건식 재가공 핵연료주기 물량 분석^{b)}

■ 주요 발표 자료

- a) Implementation of a Dry Process Fuel Cycle Model into the DYMOND Code, *J. of the Korean Nuclear Society*, Vol. 36 (2), pp.175-183, 2004.
- b) A sensitivity analysis for the environmental effect of the DUPIC fuel cycle, *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol.90, pp.594-596, Pittsburgh, June 13-17, 2004.

건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가

- 사용후 핵연료 재가공 공정 기술 현황 분석

- 건식 재가공 핵연료 제조 공정에서의 사용후 핵연료 분말의 임계 안전성 분석 보고서 작성 (KAERI/TR-2778)
- 건식 재가공 핵연료 봉의 저장 방식에 따른 임계 안전성 평가

노형별 건식 산화물 핵주기 활용성 분석

- 제 4세대 원자로 및 핵연료주기 연구 동향 분석
- 건식 재가공 핵연료 장전 소듐고속로, 납 고속로, 가스 고속로의 재순환 핵연료 주기 타당성 예비 평가^{a)}
- 건식 재가공 중수로 토륨/우라늄 및 토륨/듀픽 핵연료주기 타당성 예비 평가^{b)}
- 주요 발표 자료

a) Neutronic Analysis of the Dry Process Oxide Fuel in Pb-Bi-Cooled Fast Reactors, Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 28-29, 2004.

b) Transmutation of Thorium/DUPIC Fuel in a CANDU Reactor, Proc. of Global 2003, Atoms for Prosperity: Updating Eisenhower's Global Vision for Nuclear Energy, pp.194-197, New Orleans, Nov. 16-20, 2003.

7.1.2 세부연구 목표별 요약 및 의견

하나로 조사시험 해석 및 핵연료 설계 자료 생산

건식 재가공 핵연료 하나로 조사시험을 위한 노물리 및 열유동 특성 분석을 수행하여 조사시험을 위한 절차를 마쳤다. 건식 재가공 핵연료의 성능을 평가하기 위해 중수로에서의 설계 출력 곡선을 생산하고 이를 사용하여 핵연료 봉의 연소 특성을 계산하고 현재 사용하고 있는 설계 변수의 적합성을 평가하였다.

핵연료 안전 특성 해석

건식 재가공 핵연료의 안전특성 해석을 위하여, 원자로 제 2정지계통의 해석 모델을 구축하고 검증 계산을 완료하였으며, 핵연료 채널에서의 축 방향 출력 분포의

영향을 기존 원자로에서의 분포와 비교 평가하였다. 사고 시 핵연료의 건전성을 평가하기 위해 이전 단계에서 누락한 설계 기준 사고 PSB55 및 RIH35에 대한 평가를 완료하였다. 또한 건식 재가공 핵연료 장전 노심의 방사선 선원항을 개량된 ELESTRES 코드를 사용해 재 계산하여 방사선 선원항의 크기가 기존 핵연료의 경우에 비해 크지 않음을 확인하였다.

건식 산화물 핵주기 분석 방법론 개발

건식산화물 핵주기 방법론 연구에서는 DYMOND 코드에 건식 재가공 핵주기 모델을 삽입하였으며 시범 계산을 수행하여 그 타당성을 평가하였다. 핵주기 분석에서는 경수로-중수로 및 경수로-고속로 주기를 평가하여, 재순환 주기 도입 시 예상되는 사용후 핵연료 발생량 및 희소 악티나이드 발생량 등을 예측하였다.

건식 산화물 제조 공정의 노물리 특성 평가

건식산화물 제조공정의 노물리 특성 평가에서는 사용후 핵연료 분말에 대한 임계 안전성을 습도에 대해 평가하였으며, 재가공된 핵연료의 안전성 또한 그 적체 방식과 습도에 대해 평가하였다. 또한 건식공정에서의 변수인 핵분열 생성물 제거 정도에 따른 핵연료의 노물리 특성 변화를 중수로 토륨/우라늄 균질 핵연료, 토륨/듀픽 비균질 핵연료 그리고 소듐 고속로 산화물 핵연료에 대해 평가하였다.

노형별 건식 산화물 핵주기 활용성 분석

제 4세대 원자로에의 활용성 검토를 위해 중수로 시스템에 대해 토륨/우라늄 균질 핵연료와 토륨/듀픽 비균질 핵연료의 연소 특성을 평가한 결과 재순환 주기가 가능할 것으로 예측되었다. 고속로에 대해서는 소듐, 납 그리고 가스 냉각 시스템에 대해 예비 평가를 수행하였으며, 현재의 시나리오에서는 재순환을 위해서는 상당량의 핵분열 생성물이 공정 중 제거되어야 할 것으로 예측되었다.

7.1.3 연구 성과물

총괄표

구 분	1차년도 (2002.4.1 ~ 2003.2.28)		2차년도 (2003.3.1 ~ 2004.2.28)		3차년도 (2004.3.1 ~ 2005.2.28)		합계 (단위: 건수)	
	국내	국외	국내	국외	국내	국외	국내	국외
논문게재		1		1	1	4	1	6
논문발표	6	9	4	4	11	3	21	16
특허출원								
특허등록								
프로그램등록			1				1	
기술이전								

국내 논문 게재 실적

1. Joo Hwan Park, Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "Implementation of a Dry Process Fuel Cycle Model into the DYMOND Code," J. of the Korean Nuclear Society, Vol. 36 (2), pp.175-183, April 2004.

국내 논문 발표 실적

1. Chang Joon Jeong, Gyu Hong Roh and Hangbok Choi, "Dynamic Analysis of the Dry Process Fuel Sodium-Cooled Fast Reactor Fuel Cycle," Proc. Radiation Protection and Radioactive Waste Symposium, Jeju, Korea, Nov. 10-12, 2004.
2. Gyuhong Roh and Hangbok Choi, "Neutronic Analysis of the Dry Process Oxide Fuel in Pb-Bi-Cooled Fast Reactors," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 28-29, 2004.
3. Hangbok Choi and Gyuhong Roh, "Physics Calculation on the Homogenization of the Modular Helium Reactor Fuel Particle," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 28-29, 2004.
4. Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "Spent Fuel Inventory Calculation for the Fast Reactor Cycle," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 28-29, 2004.

5. Ho Jin Ryu, Chang Je Park, Hangbok Choi and Kee Chan Song, "Safety-Related Performance Analysis of Dry Process Fuel by ELESTRES," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 28-29, 2004.
6. Chang Joon Jeong, Joo Hwan Park and Hangbok Choi, "Dynamic Modeling of the Korean Nuclear Fuel Cycle," Proc. Korean Radioactive Waste Society Spring 2004, Vol.2, pp.397-398, Kyunghee University, Korea, June 24-25, 2004.
7. Ho Jin Ryu, Chang Je Park, Hangbok Choi and Kee Chan Song, "Radiation Activity of Safety-Related Fission Products of DUPIC Fuel," Proc. Korean Radioactive Waste Society Spring 2004, Vol.2, pp.397-398, Kyunghee University, Korea, June 24-25, 2004.
8. Chang Je Park, Hangbok Choi and Myung Seung Yang, "Feasibility Study on Heterogeneous ThO₂-DUPIC Fuel Recycling in a CANDU Reactor," Proc. Korean Nuclear Society Spring Meeting, Gyeongju, Korea, May 27-28, 2004.
9. Gyuhong Roh and Hangbok Choi, "Assessment of the Dry Process Oxide Fuel in Sodium-Cooled Fast Reactors," Proc. Korean Nuclear Society Spring Meeting, Gyeongju, Korea, May 27-28, 2004.
10. Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "Estimation of the Spent Fuel Inventory for the DUPIC Fuel Cycle," Proc. Korean Nuclear Society Spring Meeting, Gyeongju, Korea, May 27-28, 2004.
11. Hangbok Choi and Ho Jin Ryu, "DUPIC Fuel Bundle Design Power Envelope Generation and Performance Analysis," Proc. Korean Nuclear Society Spring Meeting, Gyeongju, Korea, May 27-28, 2004.
12. Joo Hwan Park, Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "Modification of the DYMOND Code for a Dry Process Fuel Cycle Analysis," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 30-31, 2003
13. Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "Regional Overpower Protection System Analysis for a CANDU-6 Reactor with the DUPIC Fuel," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 30-31, 2003
14. Chang Je Park, Hangbok Choi and Chang Joon Jeong, "A Physics Study on Recycling of Mixed Thorium/Uranium Fuel in a CANDU Reactor through Dry Process Technology," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea,

Oct. 30-31, 2003.

15. J.W. Park, K.M. Chae, B.W. Rhee, H. Choi and M.S. Yang, "The Correction Method of the Single Channel-Based CCP for the DUPIC Fuel," Proc. Korean Nuclear Society Spring Meeting, Kyungju, Korea, May 29-30, 2003.
16. Hangbok Choi, "A 600 MWth Gas-Cooled Fast Reactor Fuel Cycle with a Dry Process Option for Recycling Spent Fuel," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 24-25, 2002.
17. Gyuhong Roh, Hangbok Choi and Changjoon Jeong, "Assessment of MCNP-4B Codes Using DCA Experimental Data," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 24-25, 2002.
18. 이보옥, 정창준, 민병주, 윤혜정, 최재호, 장동순, "CANDU-6 제2 정지계통의 액상 독물질 주입 해석모델 개발 및 검증," Proc. Korean Nuclear Society Autumn Meeting, Yongpyong, Korea, Oct. 24-25, 2002.
19. 박주환, 정창준, 양명승, "DUPIC 핵연료다발의 반경방향 출력분포가 임계열유속에 미치는 영향," Proc. KNS-KARP Joint Spring Meeting, Gwangju, Korea, May 23-24, 2002.
20. 김택모, 최종호, 황해룡, 이보옥, 정창준, "DUPIC 핵연료 노심에 대한 대형 냉각재상실 사고 예비 선량 평가," Proc. KNS-KARP Joint Spring Meeting, Gwangju, Korea, May 23-24, 2002.
21. 윤혜정, 장동순, 이보옥, 정창준, "CANDU-6 제2차 정지계통의 독극물 주입계통 유동 및 농도장 해석모델 개발," Proc. KNS-KARP Joint Spring Meeting, Gwangju, Korea, May 23-24, 2002.

국외 논문 게재 실적

1. Hangbok Choi and Do Heon Kim, "Refueling Simulation of a CANDU Reactor Based on Optimum Zone Controller Water Levels," *Nucl. Sci. Eng.*, 2005.
2. Hangbok Choi, Gyuhong Roh and Dongwhan Park, "Benchmarking MCNP and WIMS/RFSP Against Measurement Data II: Wolsong Nuclear Power Plant 2," *Nucl. Sci. Eng.*: May 2005.
3. Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "Regional Overpower Protection System

- Analysis for the Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors (DUPIC)," *IEEE Transactions on Nuclear Science*, Vol. 52, No. 1, Feb. 2005.
4. Gyuhong Roh and Hangbok Choi, "Radiation Shielding Analysis for Direct Use of Spent Pressurized Water Reactor Fuel in CANDU Reactors (DUPIC)," *Nuclear Technology*, **146**, pp.303-324, June 2004.
 5. Hangbok Choi and Gyuhong Roh, "Benchmarking MCNP and WIMS/RFSP Against Measurement Data I: Deuterium Critical Assembly," *Nucl. Sci. Eng.*: **146**, pp.188-199, Feb. 2004.
 6. Chang Joon Jeong, "An On-line Fuel Management Method Using In-core Detector Readings for CANDU Reactors," *Annals of Nuclear Energy*, Vol.29 (15), pp.1827-1836, May 2002.

국외 논문 발표 실적

1. Chang Joon Jeong and Hangbok Choi, "A sensitivity analysis for the environmental effect of the DUPIC fuel cycle," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol.90, pp.594-596, Pittsburgh, June 13-17, 2004.
2. Hangbok Choi and Ho Jin Ryu, "Assessment of the DUPIC fuel performance for the in-core fuel management strategy," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 90, pp.97-98, Pittsburgh, June 13-17, 2004.
3. Hangbok Choi and Donghwan Park, "Benchmark Calculation of the WIMS/RFSP for the Wolsong Nuclear Power Plants 3 & 4 Physics Measurement Data," PHYSOR-2004, The Physics of Fuel Cycles and Advanced Nuclear Systems: Global Developments, Chicago, April 25-29, 2004.
4. G. Rimpault, J.C. Bosq, H.B. Choi and J.C. Garnier, "A Feasibility Study on a 600 MWth Gas-Cooled Fast Reactor," Proceedings of Global 2003, Atoms for Prosperity: Updating Eisenhower's Global Vision for Nuclear Energy, pp.65-73, New Orleans, Nov. 16-20, 2003.
5. Hangbok Choi, Chang Je Park, Myung Seung Yang and H. Feinroth, "Transmutation of Thorium/DUPIC Fuel in a CANDU Reactor," Proceedings of Global 2003, Atoms for Prosperity: Updating Eisenhower's Global Vision for Nuclear Energy, pp.194-197,

- New Orleans, Nov. 16-20, 2003.
6. Gyuhong Roh and Hangbok Choi, "Benchmark Calculation of MCNP-4B for a Deuterium Critical Assembly," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol.89, pp.587-588, New Orleans, Nov. 16-20, 2003.
 7. Hangbok Choi and Chang-Joon Jeong, "Feasibility Study on Recycling of ThO₂/UO₂ Fuel in CANDU Reactors through Dry Reprocess Technology," *Trans. Am. Nucl. Soc.*, Vol.88, pp.389-390, San Diego, June 1-5, 2003.
 8. Joo Hwan Park, Chang Joon Jeong, Myung Seung Yang and Dong Suk Oh, "Turbulent friction factor for a rod bundle in consideration of a subchannel geometry," 2002 International Mechanical Engineering Congress and Exposition, New Orleans, Nov. 17-22, 2002.
 9. Bo Wook Rhee, Chang Joon Jeong, Jae Ho Choi and Seong-Yeon Yoo, "Development and Validation of Model for High Pressure Liquid Poison Injection for CANDU-6 Shutdown System No.2," 22nd CNS Nuclear Simulation Symposium, Ottawa, Canada, Nov.3-5, 2002.
 10. Masood Iqbal, Chang Joon Jeong and Gyu Hong Roh, "PWR-to-Accelerator Driven System (ADS) Fuel Cycle Employing Dry Process," NEA 7th Information Exchange Meeting on P & T, pp.257-266, Jeju, Korea, Oct. 13-16, 2002.
 11. Masood Iqbal and Chang Joon Jeong, "Investigation on PWR-to-PWR Fuel Recycle by DUPIC Process," International Conference on the New Frontiers of Nuclear Technology: Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing, PHYSOR 2002, Seoul, Korea, Oct. 7-10, 2002.
 12. Chang Joon Jeong, Masood Iqbal and Gyu Hong Roh, "Recycling of High Burnup Spent PWR Fuel in CANDU Reactors," International Conference on the New Frontiers of Nuclear Technology: Reactor Physics, Safety and High-Performance Computing, PHYSOR 2002, Seoul, Korea, Oct. 7-10, 2002.
 13. Chang Joon Jeong and Masood Iqbal, "Multiple Recycling of Spent PWR Fuel in CANDU Reactor," *Tran. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 86, pp.332-333, Hollywood, June 9-13, 2002.
 14. Masood Iqbal, Chang Joon Jeong, Gyu Hong Roh, "An Investigation of Different Feed Materials from PWR-to-CANDU Fuel Cycle," *Tran. Am. Nucl. Soc.*, Vol. 86,

pp.331-332, Hollywood, June 9-13, 2002.

15. Bo Wook Rhee, Chang Joon Jeong, Hye Jeong Yun and Dong Soon Jang, "A CFD Model for High Pressure Liquid Poison Injection for CANDU-6 Shutdown System No.2," 10th Int. Conf. On Nuclear Engineering, ICONE-10, Arlington, April 14-18, 2002.
16. J. W. Park, C. J. Jeong and M. S. Yang, "The Assessment of Critical Heat Flux for Loading DUPIC Fuel in Heavy Water Reactor," HEFAT 2002, Kruger Park, South Africa, April 8-10, 2002.

지적재산권 출원·등록

구분		연번	명칭	국명	출원/등록일	출원/등록번호	발명자
프로 그램	등록	1	RECON	한국	2003/9/1	03-054	최항복
					2003/10/18	2003-01-12-5220	

기술(현황분석) 보고서

1. Chang Joon Jeong, "Dynamic Analysis of the Dry Process Fuel Sodium-Cooled Fast Reactor Cycle," KAERI/TR-2872/2004, Dec. 2004.
2. Chang Joon Jeong, "Dynamic Analysis of Korean Nuclear Fuel Cycle with Fast Reactor System," KAERI/TR-2859/2004, Dec. 2004.
3. Hangbok Choi, "Evaluation of Radiation Source Term for the DUPIC Fuel Core," KAERI/TR-2858/2004, Dec. 2004.
4. Gyuhong Roh and Hangbok Choi, "Assessment of the Dry Process Fuel Sodium-Cooled Fast Reactor," KAERI/TR-2778/2004, April 2004.
5. Chang Joon Jeong, "Dynamic Analysis of the Korean Nuclear Fuel Cycle," KAERI/TR-2733/2004, March 2004.
6. Chang Joon Jeong, "Environmental Sensitivity Studies for GEN-IV Roadmap Fast Reactor Scenario," KAERI/TR-2732/2004, March 2004.
7. Chang Joon Jeong, "Environmental Sensitivity Studies for GEN-IV Roadmap DUPIC

- Scenario," KAERI/TR-2721/2004, March 2004.
8. Hangbok Choi, Chang Joon Jeong, Gyu Hong Roh, Bo Wook Rhee and Jee Won Park, "Progress of the DUPIC Fuel Compatibility Analysis (I) Reactor Physics," KAERI/TR-2616/2003, Dec. 2003.
 9. 이보욱, 정창준, 최항복, 김택모, "DUPIC 핵연료 장전 노심의 대형과단 LOCA에 대한 안전성평가," KAERI/TR-2577/2003, Oct. 2003.
 10. H. Choi, C.J. Park and C.J. Jeong, "Physics Study on Recycling of ThO₂/UO₂ Fuel in CANDU Reactors through Dry Reprocess Technology," KAERI/TR-2549/2003, June 2003.
 11. C.J. Jeong, H. Choi and J.W. Park, "Regional Overpower Protection System Analysis for a DUPIC Fuel CANDU Core," KAERI/TR-2511/2003, June 2003.
 12. J.H. Park and A.M. Yacout, "Modeling Report of DYMOND Code (DUPIC Version)," KAERI/TR-2472/2003, April 2003.
 13. J.W. Park, C.J. Jeong and M.S. Yang, "Current Liquid Metal Cooled Fast Reactor Concepts: Use of the Dry Reprocess Fuel," KAERI/TR-2466/2003, April 2003.
 14. 박주환, 박창제, 정창준, 송기찬, 양명승, "미래 원자력 시스템의 핵연료주기 전망," KAERI/AR-659/2003, Jan. 2003.
 15. 정창준, "차세대 중수로 (NG CANDU) 설계 특성 분석," KAERI/AR-649/ 2002, Nov. 2002.
 16. Hangbok Choi, "A Feasibility Study on a 600 MWth Gas-Cooled Fast Reactor Fuel Cycle," KAERI/TR-2241/2002, July 2002.
 17. Hangbok Choi, "Effects of Fertile Blanket on 600 MWth Gas-Cooled Fast Reactors: Reactor and Fuel Cycle Model," KAERI/TR-2240/2002, July 2002.
 18. Hangbok Choi, "Comparison of Neutronics Performances of 600 MWth Gas-Cooled Fast Reactors with Chromium and Silicon Carbide Matrices," KAERI/TR-2239/2002, July 2002.
 19. Hangbok Choi, "Parametric Study on Neutronic Performances of 1500 MWth Helium-Cooled Fast Reactors," KAERI/TR-2238/2002, July 2002.
 20. 정창준, 최항복, 이보욱, 박지원, 노규홍, 송기찬, 박주환, 양명승, "DUPIC 핵연료 양립성평가," KAERI/TR-2124/2002, March 2002.

7.2 향후 업무 계획

7.2.1 연구개발 결과 활용방안

본 연구에서 개발되고 있는 건식 재가공 핵연료 기술은 고유의 핵확산 저항성을 갖는 핵연료주기의 요소 기술로서, 이를 고속로 및 열중성자로에 적용할 경우 다중 재순환이 가능하여 민감한 재처리 기술을 사용하지 않고도 사용후 핵연료의 양을 획기적으로 줄일 수 있다. 그러나 이를 위해서는 핵연료설계 개선 및 제조기술의 개량이 필요하다. 당해 단계에 수행한 핵연료 안전성 분석 결과는 향후 건식 공정 핵연료의 설계개선에 활용될 수 있을 것으로 본다. 미래형 핵주기 및 노형 분석 결과 사용후 핵연료의 재순환을 위해서는 핵분열 생성물의 효과적인 처리가 요구되나, 현재까지 개발해 온 건식 공정으로는 그 적용성에 한계가 있을 것으로 예상된다. 따라서 2단계에서는 이를 실험적으로 개선하고, 이론적으로 가능하게 하는 모델을 찾는 연구에 집중되어야 할 것으로 본다.

7.2.2 향후 연구 항목

1차년도 연구 목표 및 내용 (2005.3.1 - 2006.2.28)

- 건식 재가공 핵연료 건전성 평가
 - 정상상태 기계적 성능 평가
- 건식 재가공 핵연료 노심해석 코드 신뢰도 평가
 - 반응도 기구 해석 모델 구축
 - 월성 2호기 초기 노심 모델 구축
- 건식 산화물 핵연료주기 타당성 평가
 - 건식 산화물 핵연료주기 원자로 시스템 분석
 - 사용후 핵연료 물질흐름 및 방사선 특성 평가

2차년도 연구 목표 및 내용 (2006.3.1 - 2007.2.28)

- 건식 재가공 핵연료 건전성 평가

- 정상상태 기계적 성능 평가
- 핵연료 성능 개선 변수 도출
- 건식 재가공 핵연료 노심해석 코드 신뢰도 평가
 - 월성 2호기 임계도 및 출력 분포 해석
 - 검증 모델 개선 및 평가
- 건식 산화물 핵연료주기 타당성 평가
 - 경제성 평가 자료 생산
 - 건식 산화물 핵연료주기 종합 평가

BLANK

서 지 정 보 양 식

수행기관보고서번호	위탁기관보고서번호	표준보고서번호	INIS 주제코드
KAERI/RR-2484/2004			
제목/부제	건식 재가공 핵연료 노심특성 평가기술 개발		
연구책임자 및 부서명	최항복 (건식공정핵연료기술개발부)		
연구자 및 부서명	정창준, 노규홍, 박주환, 박창제, 이보욱, 류호진, 양명승		
출판지	대전	발행기관	한국원자력연구소
페이지	534 p.	도표	있음(O), 없음()
출판년	2005. 2.		
크기	26 cm		
참고사항	과학기술부 원자력 연구 개발 사업		
비밀여부	공개 (O), 대외비 (), _ 급비밀, 소내만 공개 ()	보고서종류	연구보고서
연구위탁기관		계약 번호	
초록 (15-20줄내외)	<p>1단계 연구 기간에 수행된 주요 연구 내용은 첫째 건식 재가공 핵연료의 하나로 조사해석, 둘째 기존 듀픽 핵연료 양립성평가 결과 분석 및 보완, 그리고 셋째 건식 재가공 핵연료의 활용가능성 분석이다. 하나로 조사시험은 문제없이 수행되었으며, 듀픽 핵연료의 양립성평가에서는 기계적 건전성 및 안전성해석 부분을 보완하였다. 특히 방사선 선원을 다시 생산해 결과의 신뢰도를 향상시켰다. 건식 공정의 활용성 검토를 위해 DYMOND 코드의 듀픽 핵연료주기 모델을 개발하였으며, 건식 공정의 임계 안전성 분석, 고속로주기, 토륨 핵연료주기 및 경수로 핵연료주기 해석을 수행하였다. 핵주기 시범 계산을 통해서 건식공정 도입시기의 중요성을 확인하였다. 그러나 재순환 주기 분석을 통해 핵분열 생성물의 효과적인 제거가 필요함이 발견되었으며, 이를 위해 이론적 그리고 실험적 접근이 2단계에서 필요할 것이다.</p>		
주제명키워드 (10단어내외)	건식 공정, 핵연료 주기, 듀픽, 중수로, 원자로 물리, 원자로 안전성		

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performing Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No.	INIS Subject Code
KAERI/RR-2484/2004					
Title/Subtitle	Dry Process Fuel Core Assessment				
Project Manager and Department		H. Choi (Dry Process Fuel Technology Development)			
Researcher and Department		C.J. Jeong, G.H. Rho, J.H. Park, C.J. Park, B.W. Rhee, H.J. Ryu, M.S. Yang			
Publication Place	Daejon	Publisher	KAERI	Publication Date	2005. 2.
Page	534 p.	Ill. & Tab.	Yes (V), No ()	Size	26 Cm.
Note	Nuclear Research and Development Program of MOST				
Classified	Open (O), Restricted (), __ Class Document, Internal Use Only ()		Report Type	Research Report	
Sponsoring Org.			Contract No.		
Abstract (15-20 Lines)	<p>Major research activities of the Phase I study are the analysis of the dry process fuel irradiation test in HANARO research reactor, review of the DUPIC fuel compatibility analysis results and supplementary calculations, and the feasibility study of the dry process technology for the application to the future fuel cycle. The irradiation test of the dry process fuel was successfully performed in the HANARO research reactor. For the compatibility analysis of the DUPIC fuel, the mechanical integrity and safety of the DUPIC fuel were analyzed. Especially the radiation source term of the DUPIC fuel core was re-evaluated so that the credibility of the radiation effect calculation is improved. In order to assess the applicability of the dry process technology, a fuel cycle analysis code DYMOND was imported and a DUPIC fuel cycle model was developed to be implemented in the DYMOND code. The fuel cycle analyses were performed for the criticality of the dry process, fast reactor cycle, thorium fuel cycle and the light water reactor cycle. The fuel cycle analysis showed that the dry process should be appropriately introduced into the fuel cycle in the time domain. However the recycle analysis also showed that the fission products should be effectively removed from the spent fuel in order to establish the fuel cycle and, therefore, it is recommended to perform theoretical and experimental analyses in the Phase II study.</p>				
Subject Keywords (About 10 words)		Dry Process, Fuel Cycle, DUPIC, CANDU, Reactor Physics, Reactor Safety			