

KAERI/RR-1465/94

제 3 차 년 도
년 차 보 고 서

중수로 개량 국제공동연구 및 기반기술 개발

Development of the Advanced PHWR Technology

중수로용 개량핵연료 설계/해석

Design and Analysis of CANDU Advanced Fuel

연구기관
한국원자력연구소

과 학 기 술 처

제 출 문

과학기술처 장관 귀하

본 보고서를 “중수로개량 국제공동연구 및 기반기술 개발” 과제의 (세부과제 “중수로용 개량핵연료 설계/해석” 의) 년차보고서로 제출합니다.

1995. 7.

주관연구기관명 : 한국원자력연구소

총괄연구책임자 : 석호천

연 구 원 : 심기섭, 변택상, 박광석, 강희영
김봉기, 정창준, 이영욱, 배창준, 권오선
오덕주, 임홍식, 온명룡, 이강문, 박주환, 이의준

감 수 위 원 : 정성훈

요 약 문

I. 제 목

중수로용 개량핵연료 설계/해석

II. 연구개발의 목적 및 중요성

- 현재 가동중인 월성 1 호기와 설계중인 월성 2, 3, 4 호기를 포함하여, 2006 년까지 5 기의 가압중수로가 가동될 예정이며, 이에 따라 연간 500 톤 규모의 천연우라늄 핵연료가 소요되고 사용후핵연료가 다량 발생될 것으로 전망된다.
- 기존 중수로의 경우 충분한 안전여유도를 갖고 있지만, 원자력 발전비율이 국내 총발전량의 50% 를 상회하는 국내환경을 고려할때, 대 국민 설득을 겨냥하여 신규원전 및 핵연료의 안전여유도를 더욱 증대시킬 필요가 있다. 또한, 기존 중수로의 고출력 운전에 대비하여 원전 및 핵연료의 운전여유도를 더욱 증대시킬 필요가 있다.
- 특히 기존중수로에서 증기발생기내의 crudding 과 압력관의 처짐 등에 따라 원자로 입구모관 냉각재 온도가 증가하게 되어 원전의 운전여유도 저하와 이에 따른 경제적 손실이 초래될 수 있는데, 이에 대한 대처방안으로 임계채널출력을 향상시키는 핵연료 개발이 필요하다.
- 세계적으로 일어날 수 있는 우라늄 수요-공급 불균형에 대비하여 원자로 설계 또는 가동중 핵연료장전 절차 등의 대폭 수정없이도 우라늄 이용률을 향상시킬 수 있는 기술개발이 필요하다.
- 사용후핵연료의 저장 또는 처분에 따른 어려움 등을 고려할때, 핵연료 연소도를 증대하여 사용후핵연료 생성률을 저하시킬 수 있는 기술개발이 필요하다.
- 천연우라늄 핵연료, 저농축우라늄 핵연료 또는 개량핵연료주기 핵연료(REU, DUPIC 등) 등을 수용할 수 있는 개량핵연료다발을 개발하여 핵연료

주기시장 변화에 대한 적응성을 강화할 필요가 있다.

- 이러한 연구필요성들을 고려하여, 기존 핵연료 대비 핵연료봉 선출력이 15% 이상 저하 (즉, $< 50 \text{ kW/m}$) 되고, 방출연소도가 3배이상 증대 (즉, $> 21000 \text{ MWD/MTU}$) 되고, 임계채널출력이 5% 이상 증대되는 핵연료를 개발하는 것을 본 과제의 궁극적 목표로 하고 있다.
- 상기 개량핵연료 개발을 통해, 우라늄 이용률 향상, 사용후핵연료 체적생성을 감소, 원자로의 안전여유도 및 운전여유도의 획기적 증대, 원자로의 고출력운전 가능 등을 기대할 수 있다.

III. 연구개발의 내용 및 범위

- 위에 기술되어 있는 연구목표 달성을 위한 세부지침으로,
 - 1998년까지 천연우라늄을 사용하는 개량핵연료(CANFLEX-NU)를 개발하여 개량핵연료 구조적 특징에 따른 장점을 입증하고,
 - 2006년까지 저농축우라늄 (SEU) 또는 희수우라늄 (RU) 핵연료 등과 같은 개량핵연료주기를 사용하는 CANFLEX 핵연료를 개발하도록 되어 있다.
- 이에 따라, 본 중수로용 개량핵연료 설계/해석 세부과제에서는 1996년까지의 중장기 1 단계 ('92.9 ~ '96. 7) 동안의 연구를
 - CANFLEX-NU 핵연료의 설계완료와 정부설계승인 및 상용로 시범조사인 허가용 문서 생산,
 - 국제공동연구 상대기관인 AECL 과 더불어 CANFLEX-SEU 핵연료 설계/해석의 기반기술 확보에 초점을 두어 수행하고 있으며,
- 당해년도에서는
 - CANFLEX-NU 핵연료의 상세설계, 노심 및 안전성 상세해석
 - 설계 완료와 핵연료봉 및 다발의 기계적 건전성 해석
 - 원자로 운전 모의와 노심 동특성 및 조절봉 기능 분석

- . 시범장전을 위한 인허가 전략 확립 및 안전해석 수행
 - 설계문서 작성/개정
 - . 설계도 승인과 설계지침서, 기술시방서 개정
 - . 로물리 지침서 초안 작성
 - SEU 기반기술 연구
- 를 수행하였다.

IV. 연구개발 결과 및 활용에 대한 건의사항

○ 중수로용 개량핵연료 설계

- CANFLEX-NU 핵연료다발의 설계도를 AECL/KAERI 공동으로 검토.확정.승인하였다.
- 핵연료봉 응력/변형도 정밀해석을 위한 전산코드 체계와 다발의 기계적 건전성 해석을 위한 전산코드 체계를 구축하였다. 구축된 전산코드 체계를 사용하여 핵연료봉 및 다발의 기계적 건전성을 분석하였고, 이와 더불어 연료봉 휨에 의한 연료봉 건전성을 또한 분석하였다 :
 - CANFLEX-NU 연료봉 봉단마개-피복관 용접부위에서의 PCI/SCC 파손 발생 가능성은 거의 없다.
 - CANFLEX-NU 연료봉의 휨 거동은 기존 핵연료봉의 휨 거동 보다 양호하다.
 - 핵연료 교체시 핵연료다발 강도해석을 위한 전산코드 체계를 구축하고, 그 해석결과를 시험결과와 비교하여 그 신뢰성을 검증하였다. 해석을 통해 봉단접합판에서의 응력 및 변위 분포와 핵연료다발 열을 따른 응력분포 및 수력적 견인력 전달 기구 등을 검토하였다.
- 정부설계승인용 및 시범장전 인허가용 문서로 사용될 다음의 설계문서들을 작성/개정하였다.
 - 설계도 : 작성 완료 ('94.12.16), Rev. 1 ('95.2.17)

- 설계지침서 : 작성중. 현재 version 을 working document 로 발행
- 설계보고서 : 작성중
- 기술시방서 : 재료시방서는 완료, 제품시방서는 개정중
- CANFLEX-NU 핵연료다발 평균온도 산출 방정식을 검증하여, 그 타당성을 입증하였다.

○ 중수로용 개량핵연료 장전 원자로의 로물리 해석

- CANFLEX-NU 핵연료에 의한 refuelling simulation 을 600 FPD 까지 수행하였는데, 그 결과 CANFLEX-NU 핵연료가 기존 핵연료와 핵적 특성면에서 유사하고 기존 노심과도 양립하는 것으로 나타났다.
- 기존 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발에 대해 새로 유도된 온도 상관식을 이용하여 time average 노심계산을 수행한 결과, 방출연소도가 각각 176 MWh/kgU 과 175 MWh/kgU 으로 거의 동일하게 나타났다.
- CANFLEX-NU 핵연료를 장전한 노심의 출력변화에 따른 Xe 특성을 분석하였는데, 그 결과 CANFLEX-NU 노심의 Xe 특성이 기존 노심의 Xe 특성과 유사한 것으로 나타났다.
- CANFLEX-NU 장전 노심에서 조정봉 계통의 성능 특성을 분석하였다. 분석결과, short shutdown 후 재가동시 조정봉이 30분 이내에 Xe 을 override 할 수 있으며 기존 노심과 양립되는 것으로 나타났다. 또한, long shutdown 후 재가동시에서도 조정봉의 성능 특징이 기존 노심과 유사한 것으로 나타났다.

○ 중수로용 개량핵연료 장전 원자로의 안전성 해석

- 상용로 시범장전 인허가 및 안전해석 전략을 수립하였다. 즉, 상용로 장전을 소규모 시범장전, 대규모 시범장전 및 전 노심장전의 3단계로 구분 접근하는 방식을 취하고, 소규모 시범장전시 각 단계별 안전해석 취급

내용 범위와 장전일정을 제출하여 조건부 인허가 승인을 받는다. 소규모 시범장전을 위한 안전해석 전략으로, 월성 2,3,4 호기 해석방법론과 사고항목 및 사고기준을 적용하여 기존 핵연료다발 대비 상대적 안전성 평가를 수행한다.

- CATHENA 코드를 사용하여, 30% RIH 파단 냉각재상실사고시 열수력 및 핵연료 채널 안전성을 예비해석하였다. 해석결과, 기존 핵연료 대비 CANFLEX-NU 핵연료 최고온도가 388°C 만큼, 피복관 외표면 최고온도가 128°C 만큼, 압력관 최고온도가 11°C 만큼 감소하여, 궁극적으로 원자로의 안전 여유도를 증대시키는 것으로 나타났다.
- SOPFT 및 CATHENA 전산코드를 사용하여, “Total Loss of Class IV Power to All PHT Pumps” 의 강제순환상실사고시 열수력 거동을 예비해석 하였다. 해석결과, 기존 핵연료 대비 CANFLEX-NU 핵연료 최고온도가 398°C 만큼, 피복관 외표면 최고온도가 191°C 만큼, 궁극적으로 원자로의 안전 여유도를 증대시키는 것으로 나타났다.

○ 국제공동연구 및 국내 유관기관과의 협조

- 국제공동연구 상대기관인 AECL 과 2 차례의 기술회의 및 1 차례의 진도회의를 개최하여 기술정보의 토의·교류 및 향후 관심사에 대해 검토하였다.
- KAERI/AECL 공동으로 한전 직원과 원자력 안전기술원 직원을 대상으로한 CANFLLEX 핵연료 설명회를 각각 개최하였다. 한전과는 현재 CANFLEX-NU 의 국내 상용로 시범장전 수행을 위해 계속 협의중에 있다.
- CANFLEX 핵연료의 경제성을 분석하여, 상용로에서의 전량 장전에 따른 경제적 이득을 입증하였다.

면

면

SUMMARY

I. Title :

Design and Analysis of CANDU Advanced Fuel

II. Importance and Objectives

- It has been projected that a total of 5 pressurized heavy water reactors (PHWR) including Wolsong 1 under operation and Wolsong 2, 3 & 4 under construction will be operated by 2006, and so about 500 ton of natural uranium will be consumed every year and a lot of spent fuels will be generated.
- In spite of sufficient safety margin for the existing PHWR, it is necessary to increase more the present safety margin for new plant and nuclear fuel design to gain public support, considering the national situations relying on nuclear power more than 50 % of the total electricity produced in our country.
- It is necessary to develop nuclear fuel with critical channel power enhanced because the most of typical PHWR's have generic problems of increase in reactor inlet temperature due to steam generator crudging or pressure tube sagging, which might cause degradation of nuclear reactor operation margin accompanied by economic loss.
- It is necessary to develop technology improving uranium utilization to cope with a world-wide imbalance between uranium supply and demand, without significant change in nuclear reactor design and refueling strategies.
- It is necessary to develop advanced fuel with extended burnups to reduce spent fuel volume production while considering difficulties with spent fuel storage or disposal.
- It is necessary to develop CANDU advanced fuel bundle for using advanced fuel cycle such as REU, SEU, etc., to raise adaptability to change in situations of uranium market.
- Therefore, the ultimate goal of this R&D project is to develop the CANDU advanced fuel having the following capabilities compared with existing standard fuel :
 - To reduce linear heat generation rating by more than 15 %

- (i.e., less than 50 kW/m),
- To extend fuel burnup by more than 3 times (i.e., higher than 21,000 MWD/MTU), and
- To increase critical channel power by more than 5 %.
- It is expected to obtain the following benefits with use of the above advanced fuel :
 - Uranium utilization enhancement
 - Reduction of spent fuel volume production
 - Significant increase in reactor operation or safety margin
 - High power operation of existing reactors.

III. Work Scope and Contents

- The implementations for the above R&D goal are planned as:
 - Develop the CANFLEX fuel with natural uranium (CANFLEX-NU) and prove the advantages of structural characteristics for CANFLEX-NU by 1998,
 - Develop the CANFLEX fuel with advanced fuel cycle such as SEU, RU, etc. by 2006.
- The proposed work scope for the first phase ('92.9 ~ '96.7) of CANFLEX Fuel Development Program as a national intermediate and long term nuclear project has been extended to the followings :
 - Complete CANFLEX-NU design, and produce documents for government approval and loading license for demo irradiation in a commercial reactor along with international joint R&D program with AECL,
 - Establish basic CANFLEX-SEU design/analysis technology along with international joint R&D program with AECL.
- In accordance, the followings are performed in this fiscal year :
 - Detailed design of CANFLEX-NU and detailed analysis on the fuel integrity, reactor physics and safety
 - . Detailed design and mechanical integrity analysis of the bundle
 - . CANDU-6 refueling simulation, and analyses on the Xe transient and adjuster system capability
 - . Licensing strategy establishment and safety analysis for the CANFLEX-NU demonstration irradiation in Wolsong 1

- Production and revision of CANFLEX-NU fuel design documents
 - . Production and approval of CANFLEX-NU reference drawing, and revisions of Fuel Design Manual and Technical Specifications
 - . Production of draft Physics Design Manual
- Basic research on CANFLEX-SEU fuel.

IV. Research Results

○ CANFLEX-NU Fuel Design

- Final version of CANFLEX-NU reference drawing was produced and jointly approved by KAERI and AECL.
- Code package systems for the stress/strain analysis at local parts of the fuel element and for the mechanical integrity analysis of the bundle subjected to the refueling strength were developed. Using these code package systems and other relevant code such as BOW, it was found that
 - The CANFLEX-NU fuel element defect due to PCI/SCC at the weld region between endcap and sheath will not occur.
 - The CANFLEX-NU fuel element shows much desirable behaviors compared to the standard fuel element, in the view point of element bowing.
 - The code package system for the mechanical integrity analysis of the bundle was found to be reliable when the predictions were compared with the experimental measurements. In the analysis with use of the code package system, the distributions of stresses and displacements on the endplate, and the transfer mechanisms of the hydraulic loads were investigated.
- The following documents were produced and revised for applications to the Government Design Approval and licensing for the demonstration irradiation of the CANFLEX-NU in Wolsong 1 :
 - Design drawing : Completed and approved on 1994 December 16, Revised on 1995 February 17.
 - Fuel Design Manual : On-going. The current draft version will be issued as the working document version.

- Fuel Design Report : On-going.
- Technical Specifications : On-revising.
- The correlation for calculating bundle average fuel temperature was validated against experimental data.

○ Reactor Core Physics Analysis for CANFLEX-NU Fueled CANDU-6

- A refueling simulation has been performed for 600 FPDs for the CANFLEX-NU fueled CANDU-6. The results revealed that CANFLEX-NU is similar to the core physics characteristics with the standard 37-element fuel. It was also shown that CANFLEX-NU fuel is compatible to the existing CANDU-6 core.
- A time average core calculation has been performed with use of the new correlation for calculating bundle average fuel temperature. The discharge burnup turned out to be 175 MWh/kgU for the CANFLEX-NU, which is almost the same as the discharge burnup of the standard 37-element fuel, 176 MWh/kgU.
- In the analysis results of Xe transients, the Xe characteristics of the core with CANFLEX-NU is almost identical with those of the core with the standard fuel.
- Startup transients were simulated for the for the CANDU 6 with CANFLEX-NU fuel. In the short-shutdown simulation, the present adjuster rod system and banking scheme have the adequate 30 minutes Xe override capability. In the long-shutdown simulation, the adjuster system characteristics are identical with those of the existing core.

○ Safety Analysis for CANFLEX-NU Fueled CANDU-6

- The strategies for licensing the demonstration irradiation in Wolsong 1 and relevant safety analysis has been established. The three-phase approach of the small-scale, large-scale and full-core loadings has been taken. In the small-scale phase, the loading license will be achieved with a condition. For this, the scope of the safety analysis and loading schedule in each phase will be forwarded. In the safety analysis for the demonstration irradiation, the safety evaluation will be performed in such a manner of comparing with those results for the standard fuel in accordance with the methodologies and criteria used

in Wolsong 2, 3 and 4.

- A preliminary analysis of thermalhydraulic and channel safety has been performed for the case of 30% break LOCA with use of CATHENA code. The maximum temperatures of the CANFLEX-NU were decreased by 388°C in the fuel and by 128°C in the sheath outside surface in comparison with those of the standard fuel, which results in the decrease of the pressure tube temperature by 11°C and consequently the increase in the safety margin of the reactor.
- A preliminary analysis of thermalhydraulic behaviors has been performed for the case of total loss of class IV power to all PHT pumps with use of SOPFT and CATHENA codes. the maximum temperatures of the CANFLEX-NU were decreased by 398°C and 191°C in the fuel and sheath outside surface, respectively, in comparison with those of the standard fuel, which results in the increase of the reactor safety margin.

○ Progress of AECL/KAERI Joint CANFLEX Development Program (JCDP) and Cooperation with Domestic Institutes

- Three JCDP meetings were held to discuss mutual cooperation including information exchanges.
- The joint KAERI/AECL presentation on CANFLEX was held at KEPCO and KINS. KAERI keeps in touch with KEPCO to discuss the demonstration irradiation of CANFLEX-NU in Wolsong 1.
- The economic evaluation pointed out that there would be an economic benefits in the full-core loading of CANFLEX-NU.

면

면

CONTENTS

	Page
Summary	3
Chapter 1 Introduction	33
Chapter 2 CANFLEX-NU Fuel Design	39
Chapter 3 Reactor Core Physics Analysis for CANFLEX-NU Fueled CANDU-6	125
Chapter 4 Safety Analysis for CANFLEX-NU Fueled CANDU-6	181
Chapter 5 Progress of AECL/KAERI Joint CANFLEX Development Program and Cooperation with Domestic Institutes	199
Chapter 6 Conclusions	211
Appendix 1 CANFLEX-NU reference Drawing	221

면

면

목 차

	페이지
제출문	1
국문요약	3
영문요약	9
제 1 장 서론	33
제 2 장 중수로용 개량핵연료(CANFLEX) 설계	39
제 1 절 서설	41
제 2 절 CANFLEX-NU 핵연료 설계 및 성능 해석	41
1. CANFLEX-NU 핵연료 설계	41
가. 설계 확정	41
나. 버턴 설계	43
다. 지지체 높이	43
2. CANFLEX-NU 핵연료봉의 기계적 건전성 해석	44
가. 핵연료봉 기계적 건전성 해석 방법	44
나. 봉단마개 응력 해석	50
다. 부하추종운전 조건하에서의 핵연료봉 거동	54
3. 핵연료봉 휨 해석	54

가. 입력자료 준비	58
나. 계산 결과	68
다. 결과 요약	77
4. CANFLEX 핵연료다발의 기계구조 해석	
-핵연료 재장전시 강도 해석	79
가. 해석 모델링	80
나. 구조 해석	83
다. 해석 결과 및 토의	87
5. CANFLEX-NU 핵연료 설계문서	104
제 3 절 핵연료다발 평균온도 산출 상관식	107
1. 개요	107
2. 온도 계산용 통계적 상관식 도출 방법	107
가. ELESTRES 코드용 핵연료봉별 연소이력 산출	108
나. 핵연료봉 평균온도 계산	108
다. 핵연료다발 평균온도 계산	108
라. 다발평균 핵연료들에 대한 회귀분석	110
3. 회귀분석 결과	110
4. 고찰	110
가. 통계적 상관식들의 비교	110
나. 37 핵연료봉 다발에 대한 평균온도 산출용 상관식의 검증	111

다. CANFLEX-NU 다발에 대한 평균온도 산출용 상관식의 검증 ...	111
5. 결과 요약	114
제 4 절 고연소도 핵연료 기반기술 연구	114
1. 서설	114
2. 연료봉 축방향 팽창에 의한 봉단접합판 건전성 해석기술	116
가. 해석 방법	116
나. 봉단접합판 건전성 평가기준	117
3. PCI/SCC 에 의한 핵연료봉 파손 해석기술	118
참고 문헌	122
제 3 장 중수로용 개량핵연료(CANFLEX) 장전 원자로의 로물리 해석	125
제 1 절 서설	127
제 2 절 CANFLEX-NU 핵연료 장전 운전 모의 계산(600 FPD)	127
1. 개요	127
2. Instantaneous Model	128
3. Refuelling Simulation	128
4. 핵연료 설계용 자료 생산	129
제 3 절 CANFLEX-NU 핵연료 장전 노심의 Xenon 특성 분석	150
1. 개요	150
2. CANFLEX-NU 의 Xe 특성	151

3. CANFLEX-NU 장전 CANDU-6 원자로의 Xe 부하	151
가. 각 출력준위에서의 원자로 정지	151
나. 원자로 기동 후	160
다. 전출력에서 출력 감발	160
제 4 절 CANFLEX-NU 장전 원자로의 운전 정지후 재가동시	
노심특성 분석	160
1. 단기간 운전 정지후 재가동시 노심특성 분석	160
가. 개요	160
나. 계산 절차	160
다. 계산 결과	163
2. 장기간 운전 정지후 재가동시 노심특성 분석	167
가. 개요	167
나. 계산 절차	167
다. 계산 결과	168
제 5 절 CANFLEX 핵연료 온도가 노심 계산에 미치는 영향 평가	168
1. 개요	168
2. 계산 절차	171
3. 계산 결과	172
제 6 절 저농축 우라늄(SEU) 핵연료 주기 기반기술 연구	172
1. SEU 주기 도입에 따른 해석방법 연구	172

가. 현재 사용중인 격자코드에 대한 조사	172
나. 향후 적용가능한 격자코드 자료 조사	175
2. SEU 주기 도입에 따른 핵연료 관리 방안	177
가. Axial Shuffling	177
나. Checkboard Refuelling	177
다. Multi-stage Refuelling	178
참고 문헌	179

제 4 장 중수로용 개량핵연료(CANFLEX) 장전 원자로의

안전성 해석	181
제 1 절 서설	183
제 2 절 본론	183
1. CANFLEX-NU 의 상용로 장전 관련 인허가 및 안전	
평가 방안 정립	183
가. 장전 계획	184
나. 해석 사고항목 선정	184
다. 안전성 해석 방법론 정립	186
2. CANFLEX-NU 의 안전성 예비 평가	186
가. 30% 원자로 입구 모관 파단 사고시 표준핵연료 대비	
CANFLEX-NU의 상대적 안전성 평가	192

나. 일차계통 열수송 펌프 상실 사고시 표준핵연료 대비

CANFLEX-NU 의 상대적 안전성 평가	194
제 3 절 결과 요약	194
참고 문헌	197
제 5 장 국제공동연구 및 국내 유관기관과의 협조	199
제 1 절 서설	201
제 2 절 국제공동 연구 및 국내 유관기관과의 협조 현황	201
1. AECL 과의 국제공동연구 현황	201
2. 국내 유관기관과의 협조 현황	204
가. 원자력안전기술원과의 협조	204
나. 한전과의 협조	204
제 3 절 CANFLEX 핵연료의 NRU 노내 조사시험	205
제 4 절 CANFLEX 핵연료의 경제성 분석	207
제 6 장 결론	211
부록 1 CANFLEX-NU Reference Drawing	221

표 목 차

페이지

Table 2.1	연료봉 봉단마개-피복관 용접부위 응력 해석시 사용된 재료의 물성(300° C) 자료	49
Table 2.2	CANFLEX-NU 연료봉 봉단마개 부위 응력해석 결과	50
Table 2.3	Important BOW Code Input Parameters for the CANFLEX Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adapter	60
Table 2.4	Important BOW Code Input Parameters for the 37-Element Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adapter	61
Table 2.5	Important BOW Code Input Parameters for the Fuel Bundles Pushed against Side-Stops during Refuelling	67
Table 2.6	Element Bow in the CANFLEX Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adaptor	69
Table 2.7	Element Bow in the 37-Element Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adaptor	70

Table 2.8	Element Strength Parameters and Maximum Compressive Stress in the Bundles Pushed against Side-Stops during Refuelling	76
Table 2.9	Summary of Structural Analysis Results for CANFLEX Fuel Bundles	104
Table 3.1	Comparison of Xenon Properties between CANFLEX-NU and 37-element - PPV Result	152
Table 3.2	Comparison of Xenon Properties between CANFLEX-NU and 37-element - WIMS-AECL Result	155
Table 3.3	Simulation Results for Startup after Short Shutdown (37-element)	164
Table 3.4	Simulation Results for Startup after Short Shutdown (CANFLEX-NU)	165
Table 3.5	Simulation Results for Startup after Long Shutdown (37-element)	169
Table 3.6	Simulation Results for Startup after Long Shutdown (CANFLEX-NU)	170
Table 3.7	Comparison of Time-average Results	173
Table 4.1	채널 O6의 축방향 다발 출력분포	191

Table 4.2	최고 플루토늄 연소도에서 반경방향 다발 출력분포	191
Table 5.1	다발 AIJ의 출력이력	206
Table 5.2	경제성 분석에 사용된 가격 자료	208
Table 5.3	CANFLEX 핵연료의 경제성	209

면

면

그 립 목 차

페이지

Fig. 2.1	CANDU-6 Fuel Bundle End Profile	45
Fig. 2.2	Procedure for Stress Analysis in a CANDU Element	47
Fig. 2.3	Power Histories Used in the Calculation of Pellet Expansion	48
Fig. 2.4	Illustration of Finite Element Modelling for the Stress Analysis in the Weld Region Between Endcap and Sheath	51
Fig. 2.5	Effective Stress Contour in the Weld Region Between Endcap and Sheath	53
Fig. 2.6	Power Changes for the Fuel Element Behavior Analyses at Load Following	55
Fig. 2.7	The Variation of Sheath Strain at the Ridge Simulated for the Daily Load Following	56
Fig. 2.8	The Variation of Sheath Strain at the Ridge Simulated for the Weekly Load Following	57
Fig. 2.9	Geometries for the Subchannel Thermalhydraulic Analyses of 37-and 43-Element Bundles	62
Fig. 2.10(a)	Outer-element Burnups and Power of 37-Element Bundles in N-6 Channel of CANDU-6 Reactor, Predicted at 100, 140, 270, 280, 390 and 480 FPD	63

Fig. 2.10(b) Outer-element Burnups and Power of CANFLEX

43-Element Bundles in N-6 Channel of CANDU-6

Reactor, Predicted at 100, 140, 270, 280, 390 and 480 FPD	64
Fig. 2.11 Variation of Maximum Deflection of the Outer Elements of Bundle-4 with Full Power Days (Load on the Bundle String = 23700 N)	72
Fig. 2.12 Variation of Maximum Deflection of the Outer Elements of Bundle-6 with Full Power Days (Load on the Bundle String = 23700 N)	73
Fig. 2.13 Axial Distribution of Deflection in the Outer Elements at 140 FPD(Load on the Bundle String = 23700 N)	75
Fig. 2.14 Axial Distribution of Deflection in the Outer Elements of the Bundles Pushed against the Side-Stops on Refuelling at 480 FPD with the Bundle Load of 23700 N	78
Fig. 2.15 FEM Model of Endplate and Side-stop	84
Fig. 2.16 FEM Model of Fuel Bundle Spacers	85
Fig. 2.17 3D FEM Model of 13 Fuel Bundles	86
Fig. 2.18 Displaced Shape of Bundle #1 & #2 (Double side-stop)	88
Fig. 2.19 Displaced Shape of Downstream Bundle #1 (Double side-stop)	89

Fig. 2.20	Axial Displacements U_z of Sheath/EP Junction at Bundle No.1 Downstream (Double side-stop)	90
Fig. 2.21	Axial Displacement Distribution of Endplate through Bundle #1 to # 13 (Double side-stop)	91
Fig. 2.22	Drag Load Carried by Outer, Interm. & Inner Ring Elements (Double side-stop)	93
Fig. 2.23	Compressive Force of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 Downstream (Double side-stop)	94
Fig. 2.24	Maximum Stress of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 Downstream (Double side-stop)	95
Fig. 2.25	Maximum Stress Distribution of Endplate through Bundle #1 to #13 (Double Side-Stop)	96
Fig. 2.26	Displaced Shape of Downstream Bundle #1 (Single side-stop)	98
Fig. 2.27	Axial Displacements U_z of Sheath/EP Junction at Bundle No.1 Downstream (Single side-stop)	99
Fig. 2.28	Compressive Force of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 Downstream (Single side-stop)	100
Fig. 2.29	Maximum Stress of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 Downstream (Single side-stop)	101

Fig. 2.30	Maximum Stress Distribution of Endplate through Bundle #1 to #13 (Single Side-Stop)	103
Fig. 2.31	The Methodology for Generating Power Histories for the Use in Deriving the Correlation of Bundle Averaged Fuel Temperature	109
Fig. 2.32	The Correlations for Calculating Bundle Averaged Fuel Temperature for the 37-Element and CANFLEX-NU Bundles	112
Fig. 2.33	Comparison of Predicted Bundle-Averaged Fuel Temperatures with EXP-FIO-136 Data	113
Fig. 2.34	Validation of the Regression Equation for Calculating Bundle Averaged Fuel Temperature for the CANFLEX-NU Fuel Bundle	115
Fig. 3.1	Channel Power Map	130
Fig. 3.2	Maximum Bundle Power Map	136
Fig. 3.3	Maximum Channel Power Versus Time	142
Fig. 3.4	Maximum Bundle Power Versus Time	143
Fig. 3.5-1	Peak CANFLEX-NU Bundle Power per Given Burnup Interval Predicted at 100,200 and 300 FPD of CANDU 6 Reactor Operation	144

Fig. 3.5-2	Peak CANFLEX-NU Bundle Power per Given Burnup	
	Interval Predicted at 400,500 and 600 FPD of CANDU 6	
	Reactor Operation	145
Fig. 3.6-1	Nmber of Bundle in the Reactor per Given Power	
	Interval Predicted at 100,200 and 300 FPD of CANDU 6	
	Reactor Operation	146
Fig. 3.6-2	Nmber of Bundle in the Reactor per Given Power	
	Interval Predicted at 400,500 and 600 FPD of	
	CANDU 6 Reactor Operation	147
Fig. 3.7-1	Number of Bundle in the Reactor per Given Burnup	
	Interval Predicted at 100,200 and 300 FPD of CANDU 6	
	Reactor Operation	148
Fig. 3.7-2	Nmber of Bundle in the Reactor per Given Burnup	
	Interval Predicted at 400,500 and 600 FPD of CANDU 6	
	Reactor Operation	149
Fig. 3.8	Xenon Transients After Shutdown From 100% Power	158
Fig. 3.9	Xenon Transients After Shutdown From Various Power	
	Levels	159
Fig. 3.10	Xenon Reactivity Transients After Startup to Various Power	
	Levels	161

Fig. 3.11	Variation of Xenon Load Following Step Power Reductions to 0,20,40,60 and 80% of Full Power From Equilibrium Power Condition	162
Fig. 3.12	Reactor Power Transient During A Startup Following Short Shutdown	166
Fig. 4.1	Slaved Channel Nodalization of Channel O6	188
Fig. 4.2	Sectoring of Fuel Channel in CANFLEX CATHENA Model	189
Fig. 4.3	Sectoring of Fuel Channel in Standard CATHENA Model	190
Fig. 4.4	Temperature Transient at Axial Node 7 of 7.3 MW (O) Channel	193
Fig. 4.5	Fuel Centerline & Sheath Temperature Transients of Top Outer Element at Axial Node 7 of 7.3 MW (O6) Channel	195

제 1 장 서 론

면

면

○ 연구개발 동기 및 최종목표

한국원자력연구소 (KAERI) 에서는 1986년 성공리에 종료된 월성로용 국산핵연료 기술개발 사업의 후속과제로 중수로용 개량핵연료 개발과제를 선정, 1987년 7월부터 1991년까지 정부 특정연구과제로 수행한 바 있다. 이 기간동안 한국원자력연구소에서는 중수로용 개량핵연료의 개념설계를 수행하여, 최종적으로 39개 연료봉다발과 43개 연료봉다발을 개량핵연료의 최적 설계방안으로 제시하였다 [1-7]. (이들 39개 연료봉다발 및 43개 연료봉다발은 1992년 4월 10일 발명특허 등록되었음.) 이들 개량핵연료들은 기존 연료와 비교하여 고출력 및 고연소도 운전이 가능하고, 천연우라늄뿐만 아니라 저농축우라늄 등의 개량핵연료주기를 수용할 수 있는 특징이 있다. 이상의 특정연구과제 수행과 병행하여 한국원자력연구소에는 1989년 6월부터 1년 동안 캐나다원자력공사 (AECL) 와 43개 연료봉다발(CANFLEX 핵연료)의 CANDU 원자로에서의 활용 잠재력에 관한 타당성 연구를 공동수행하였는데 [8], 이 공동연구 결과를 바탕으로 1991년 2월 19일 캐나다원자력공사와 「KAERI/AECL CANFLEX 핵연료 공동개발 프로그램」 을 협정.조인하였다. 따라서, 본 중수로용 개량핵연료 (CANFLEX) 개발과제는 1992년 9월 부터 개시된 원자력 (정부주도) 중장기과제의 하나로, 캐나다원자력공사와의 공동연구를 통해, 기존 연료에 비해 선출력이 15 % 이상 저하 (즉, $< 50 \text{ kW/m}$) 되고, 방출연소도가 3배 이상 증대되고 (즉, $> 21,000 \text{ MWD/MTU}$), 임계채널출력이 5 % 이상 증대되는 개량핵연료를 개발하는 것을 그 목적으로 하고 있다. 현재까지의 연구결과에 의하면, 이 CANFLEX 핵연료 개발을 통해 우라늄 이용률 향상 (즉, 저농축우라늄 사용시 연간 핵연료주기비를 25~35 % 절감), 사용후핵연료 연간 발생량 감소 (즉, 저농축우라늄 사용시 천연우라늄을 사용하는 기존 경우위 1/3 수준), 원자로의 안전여유도 및 운전여유도의 획기적 증대, 원자로의 고출력운전 등이 가능하다.

○ 연구개발 추진방법

캐나다원자력공사와의 국제공동연구는 기관별로 업무분담하여 담당업무를 단독 또는 공동으로 수행하여, 그 결과를 서로 검증.공유하는 형태로 진행되고 있다.

즉, 핵연료다발 설계와 노심 및 안전해석 등의 업무는 양 기관 공동으로 수행하나, 임계열유속시험, NRU 노내조사시험, ZED-2 로물리시험 등은 캐나다원자력공사 주관으로 그리고 압력강하시험, 강도시험, 핵연료장전 충격시험, 내구성시험 등은 한국원자력연구소 주관으로 수행한다. 양 기관은 협정발효일 부터 지금까지 8 차례의 기술회의와 6 차례의 진도회의를 개최하여 필요한 정보 및 기술을 교환하였으며, 특히 한국원자력연구소에서는 총 3.5 M-Y (핵연료설계 0.6 M-Y, 열수력해석 0.1 M-Y, 노심해석 1.8 M-Y, 핵연료 안전해석 1.0 M-Y) 의 인력을 공동개발 업무를 위해 AECL 현지에 파견한 바 있다.

○ 연구개발 추진체계

CANFLEX 핵연료개발은 크게 2 단계로 나누어 진행된다. 즉, 1998년까지 연구로내의 검증시험과 상용로에서의 시범조사를 통해 [CANFLEX 핵연료 설계기술 확립] 을 도모하고, 1998년 이후부터 [개량핵연료주기 CANFLEX 핵연료 개발] 을 수행한다. [CANFLEX 핵연료 설계기술 확립] 단계에서는 우선 천연우라늄을 사용하는 CANFLEX 핵연료 (CANFLEX-NU) 를 집중개발하여 기존 핵연료다발과의 구조적 차이에서 오는 장점을 입증하며, 후속되는 [개량핵연료주기 CANFLEX 핵연료 개발] 단계에서는 저농축우라늄 또는 회수우라늄 등의 개량핵연료주기를 사용하는 CANFLEX 핵연료를 개발한다. 이상의 연구개발 목적에 맞추어, 본 중수로용 개량핵연료 설계/해석 분야에서는 1996년까지의 중장기 1 단계 기간동안 CANFLEX-NU 의 설계완료와 정부설계승인 및 상용로 시범조사용 인허가 획득을 위한 문서작성 및 관련 해석업무를 수행할 예정이다.

○ 당해년도 연구개발 내용

상기 계획에 따라 본 과제의 1단계 1차년도 ('92.9 ~ '93.5) 에서는 개량핵연료의 기계적 설계 및 관련 설계문서 작성, 노심관리 방안 연구 및 기계설계용 노심자료 생산, 안전해석 사고시나리오(안) 검토 등의 업무를 수행하였다 [9]. 본 과제의 1단계 2차년도인 전년도 ('93.7.21~'94.7.20) 부터는 상기 업무를 더욱 구체화 하여,

CANFLEX-NU 의 상세설계 및 열.기계적 성능해석과 설계문서 작성, . CANFLEX-NU 장전 노심 특성 및 양립성 해석과 CANFLEX-SEU 사용에 대비한 노심분석 체계 점검 및 대책마련, CANFLEX-NU 장전 원자로의 안전성 해석 등을 수행하고 있다 [10]. 중장기 1단계 3차년도인 당해년도 ('94.7.21 ~ '95.7.20) 에서는 특히 CANFLEX-NU 최종 설계를 완료하였고 또한 그 최종설계 제원을 사용한 핵연료의 성능 및 기계적 건전성 해석, Refueling simulation 을 포함한 CANFLEX-NU 장전 노심의 양립성 및 동특성, 상용로 시범장전 인허가 및 안전해석 전략 수립과 주요 사고 예비해석 등을 수행하였다. 이와 병행하여, CANFLEX-NU 의 상용로 시범장전을 위한 한국전력(주)와의 협의와 인허가 절차에 대한 원자력 안전기술원과의 협의를 수행하였는데, 본 보고서에서는 이러한 연구활동의 주요결과들을 기술하고 있다.

참고 문헌

- [1] 석호천 외, “고연소도 핵연료 기술개발”, KAERI/RR-571/86, 과학기술처, 1987. 5.
- [2] 석호천 외, “고연소도 핵연료 기술개발”, KAERI/RR-649/87, 과학기술처, 1988. 5.
- [3] 임갑순, 석호천 외, “고연소도 핵연료 기술개발”, KAERI/RR-801/88, 과학기술처, 1989. 5.
- [4] 임갑순, 석호천 외, “고연소도 핵연료 기술개발”, KAERI/RR-923/89, 과학기술처, 1990. 7.
- [5] 석호천 외, “개량형 중수로 핵연료 개발”, KAERI/RR-1002/90, 과학기술처, 1991. 7.
- [6] 석호천 외, “CANFLEX 핵연료 개발”, KAERI/RR-1028/91, 과학기술처, 1991. 12.
- [7] 석호천 외, “중수로용 개량핵연료 개발”, KAERI/RR-1119/91, 과학기술처, 1992. 5.
- [8] A.D. Lane, K.S. Rheem, et al., “AECL/KAERI Joint Study of the Potential for Use of CANFLEX Fuel in CANDU Reactors”, AECL-MISC-296 or KAERI/TR-144, 1990. 6.
- [9] 석호천 외, “중수로 개량 국제공동연구 및 기반기술 개발”, KAERI/RR-1229/92, 과학기술처, 1993. 6.
- [10] 석호천 외, “중수로용 개량핵연료 설계/해석”, KAERI/RR-1317/93, 과학기술처, 1994.7.

제 2 장 중수로용 개량핵연료 (CANFLEX) 설계

면

면

제 1 절 서설

중장기 1단계 1차 년도 ('92.9 ~ '93.5) 에서는 CANFLEX-NU 연료봉의 내부설계와 핵연료다발 부품 건전성 해석을 수행하고 주요 설계문서들인 설계지침서(Fuel Design Manual)와 기술시방서(Technical Specifications)의 초안을 작성하였다. 중장기 1단계 2차 년도 ('93.7 ~ '94.7) 에서는 이상의 연구개발 내용들을 더욱 구체화하여 CANFLEX-NU 핵연료다발 설계제원을 결정하고 설계지침서 및 기술시방서 등의 주요 설계문서를 보완·수정하는데 주력하였다. 이상의 전년도 연구개발 내용들을 연속 발전시켜서, 중장기 1단계 3차년도인 당해년도 ('94.7 ~ '95.7) 에서는 CANFLEX-NU 핵연료다발의 설계제원을 AECL 과 공동으로 확정·승인하였고, CANFLEX-NU 핵연료다발의 정부설계 승인용 및 상업로 시험장전 인허가 획득용 문서 작성에 필요한 연료봉 및 다발의 성능/건전성 평가 자료 생산에 주력하였다. 상기 업무와 병행하여, 전년도에 개발한 “다발 평균 핵연료 온도 산출용 상관식”의 검증 작업을 수행하였고, 중장기 2단계 ('96.7 ~ '01.7) 부터 착수될 고연소도 핵연료 개발의 기반기술 연구로, 고연소도 운전 관련 핵연료 성능해석 방법론을 검토하였다.

제 2 절 CANFLEX-NU 핵연료 설계 및 성능 해석

1. CANFLEX-NU 핵연료 설계

가. 설계 확정

KAERI 와 AECL 전문가들은 AECL 에서 개최된 제 7 차 CANFLEX 기술회의 기간중인 1994년 12월 16일 CANFLEX-NU 핵연료다발의 설계도 (CANFLEX-37000-1-1-GA-E) 를 공동 확정·승인하였고, KAERI 에서 개최된 제 8 차 CANFLEX 기술회의 기간중인 1995년 2월 17일 설계도 작성시 유발된 실수들

을 정정하여 개정 설계도를 작성.승인하였다. (부록 1 참조) 본 설계도의 확정 근거는 다음과 같다.

○ 핵연료취급계통과의 양립성 (참고문헌 [1] 참조) :

- AECL 에서 수행한 핵연료장전기와의 양립성 예비시험에서, 핵연료다발의 봉단접합판과 핵연료장전기의 측면정지기(side-stops) 사이에서 접촉이 발생되지 않았음.
- KAERI 에서 수행한 double side-stops 및 single side-stop strength test 에서 핵연료다발에 변형이 발생되지 않고 시험조건에 합격.

○ 원자로 1차 열수송계통과의 양립성 (참고문헌 [1] 참조) :

- KAERI 에서 수행한 핵연료다발열 압력강하 시험에서 CANFLEX 다발열의 최빈 압력강하량이 기존 37개 핵연료봉다발열의 경우와 동일한 것으로 밝혀졌음.
- AECL 에서 수행한 Freon-loop CHF 시험 결과, 시험 조건에서 임계열 유속이 기존 37 핵연료봉다발보다 최소 25% 이상 향상되었음.

○ 원자로 노심과의 양립성

- 노심해석 결과, CANFLEX-NU 장전노심 특성이 기존 핵연료 장전노심 특성과 유사한 것으로 판명되었음. (본 보고서 제 3 장 참조)
- 기존 핵연료 성능과 양립. (본 보고서 본 장 참조)
 - PCI/SCC 파손 가능성이 매우 낮은 것으로 판명되었음
 - 기존 핵연료봉에 비해 연료봉 선출력이 약 20% 정도 낮으므로 정상 및 사고상태시 유리한 노내거동을 보임
 - NRU 에서 조사중인 AECL 제조 CANFLEX 다발 핵연료가 290 MWh/kgU 까지 조사 성공.

○ 원자로 운전여유도 증대 (참고문헌 [2] 참조)

- 임계채널출력을 5% 이상 향상시켜 기존 원자로의 운전여유도와 신규 원자로의 안전여유도를 증대.

나. 버튼 (button) 설계

버튼의 최적제원 및 모양은 1993년 12월 CHF 향상 관점에서 제안되었으며, 전년도까지 버튼의 노내 건전성 및 가공성을 검토하여 그 기본설계를 마무리하였다. 금년도에는 버튼 부착 핵연료봉의 노내 건전성 향상을 목적으로 버튼 제작 및 부착에 대한 요건을 다음과 같이 작성하였고, 이를 NRU 노내시험용으로 제작되는 CANFLEX 핵연료다발 부터 적용하였다.

- 용접 열영향부위가 피복관 두께를 관통하면 안됨.
- 피복관 길이방향으로 버튼에 대한 전단시험을 수행하였을때 피복관에 구멍이 생기지 않는 등 피복관 건전성이 유지되어야 함.
- 버튼이 떨어질 최소 전단하중은 393 N 이상이어야 함.
- 버튼과 피복관사이에 형성되는 vent 작은 피복관 길이방향에서 측정하였을때 10 도 이상이어야 함.

다. 지지체 높이

CANFLEX 다발의 외환봉 봉단마개와 핵연료장전기의 측면정지기와와의 접촉깊이는, CANFLEX 다발의 외환 pitch 직경이 기존 37개 연료봉다발의 경우보다 크고 CANFLEX 외환봉 직경이 기존 37개 연료봉다발의 외환봉 직경보다 작기 때문에, 기존 37개 연료봉다발에서의 외환봉 봉단마개-측면정지기 접촉깊이 보다 작다. 또한, AECL 에서 simulator 를 이용하여 측정한 결과에 의하면, CANFLEX 다발의 봉단접합판과 측면정지기 사이의 최소 틈새가 37개 핵연료봉다발의 봉단접합판과 측면정지기 사이의 최소 틈새보다 2배 이상 작은 것으로 나타났다. (기존 핵연료다발 경우 최소 틈새가 0.5 mm 로 측정되었으나, CANFLEX 다발의 경우 0.25 mm 로 측정되었음.) 따라서, CANFLEX 다발의 외환봉 봉단마개와 측면정지기와의 접촉깊이를 더욱 깊게 하고 봉단접합판과 측면정지기 사이의 최소 틈새(측면정지기 하단 부위에서 나타남)를 더욱 넓히기 위해 두꺼운 지지체를 사용하도록 하였다. 즉, CANFLEX 지지체는 기존 핵연료다발의 지지체 보다 약 0.25 mm 정도 더 두꺼우며, 연료봉에 부착된 상태로 측정된 공칭 두께 값은 1.4 mm 이었다. 지지체 높

이를 위와 같이 증가시켜도 CANFLEX 다발의 직경은 102.08 ~ 102.19 mm 로 실측되었는데, 이 값은 설계제한치 102.50 mm (max.) 이하이다.

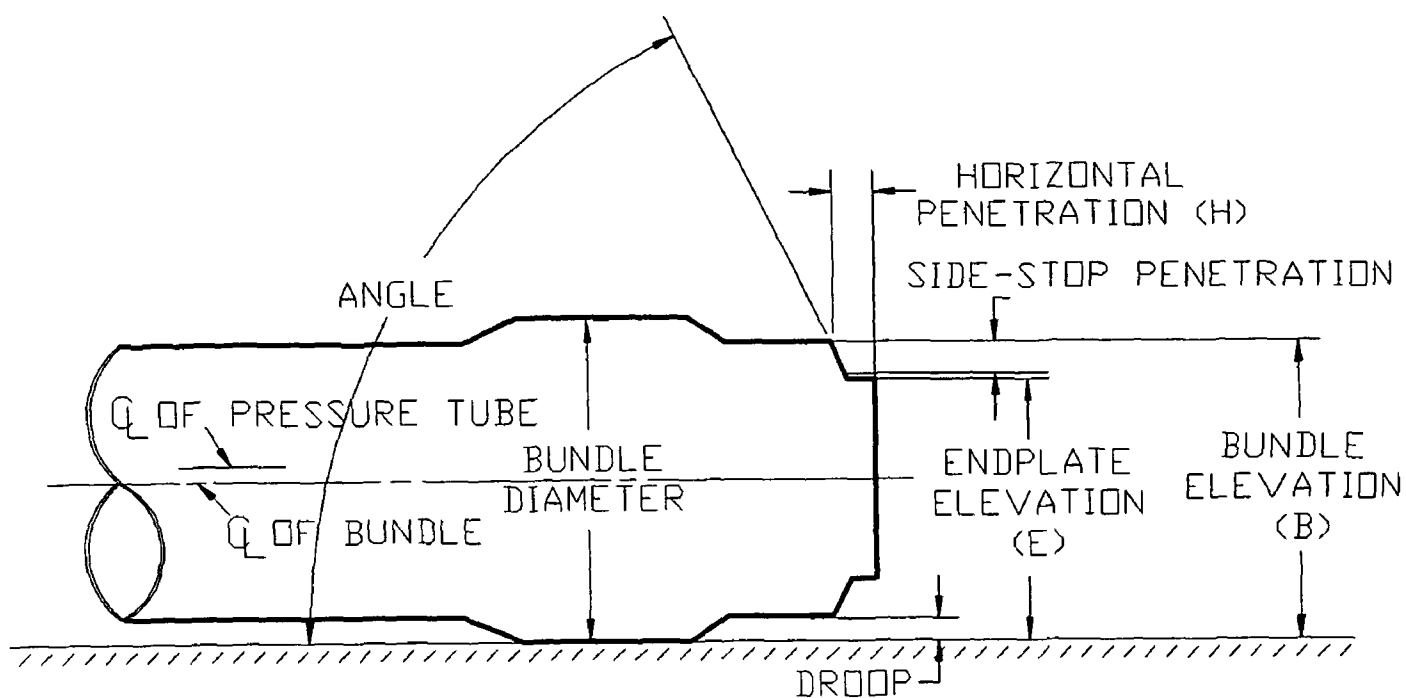
두꺼운 지지체 사용에 따라 다발 양단에서의 E 및 B 제한치 (그림 2.1 참조) 충족 여부를 검토한 결과, B 제한치는 쉽게 충족할 수 있지만 E 제한치 충족은 다소 어려운 것으로 나타났다. AECL 에서는 현재 사용하고 있는 E 제한치가 매우 보수적으로 제정되어 있음을 지적하고 E 제한치 자체를 변경하는 방안을 제시하였는데, 이 방안은 현재 본 연구팀에 의해 검토중에 있다.

2. CANFLEX-NU 핵연료봉 기계적 건전성 해석

여기에서는 중수로용 핵연료의 취약 부분인 봉단마개-피복관 용접부위와 피복관 원주방향 주름 위치에서의 응력해석 방법을 기술하고, 이 방법을 활용하여 봉단마개-피복관 용접부위에서 수행한 응력해석 결과를 기술한다. 또한, 부하추종 조건에서의 CANFLEX-NU 핵연료봉 거동 해석결과를 기술한다.

가. 핵연료봉 기계적 건전성 해석 방법

중수로용 핵연료봉의 파손율은 0.1% 이하로 매우 낮지만, 그 파손은 주로 응력이 집중적으로 작용하는 봉단마개-피복관 용접부위와 피복관 원주방향 주름 (circumferential ridge)에서 PCI/SCC 에 의해 일어나는 것으로 알려져 있다. 본 중수로용 개량 핵연료봉 설계시, 핵연료봉이 PCI/SCC 등과 같은 구조적 파손기구에 의해 파손될 가능성을 완전 배제하도록 하고 있으므로, 핵연료봉 국부지점에서 정밀한 응력해석을 수행하여 그 결과를 설계에 반영하여야 한다. 아래에서는 핵연료봉 국부지점 응력해석 수행을 위해 본 과제팀에서 개발한 전산코드 체계와 그 활용 방법을 기술하고 있다.



Item	Limiting Magnitude Measured with the Bundle Placed Inside a 103.38 mm ID Tube
Dimension "H"	3.05 +0.64/-0.00 mm
Dimension "B"	100.46 mm (Minimum)
Dimension "E"	96.90 mm (Maximum)
Angle	72° ± 1°

Fig. 2.1 CANDU-6 Fuel Bundle End Profile

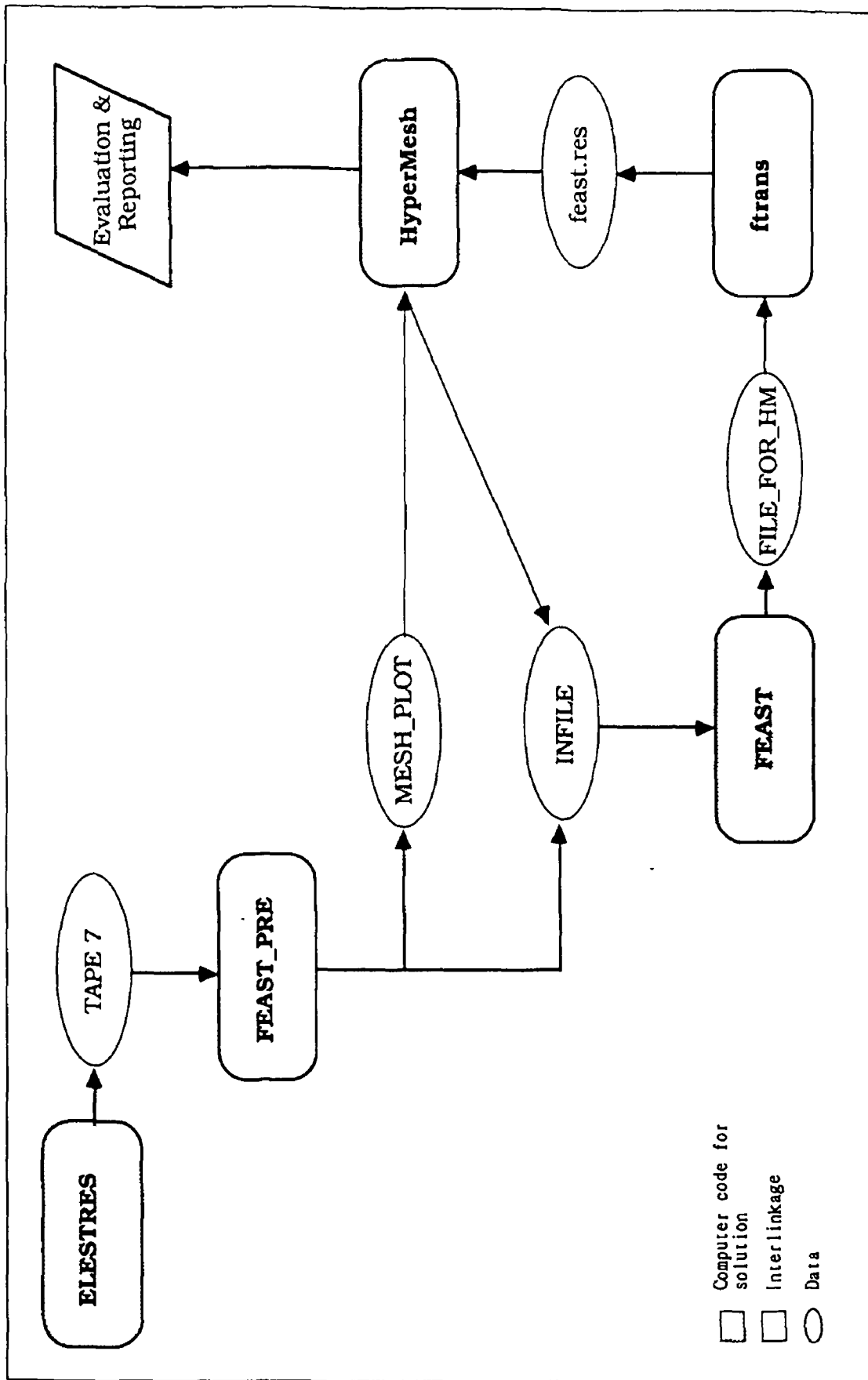
○ 핵연료봉 국부지점 응력해석용 전산코드 체계 및 활용

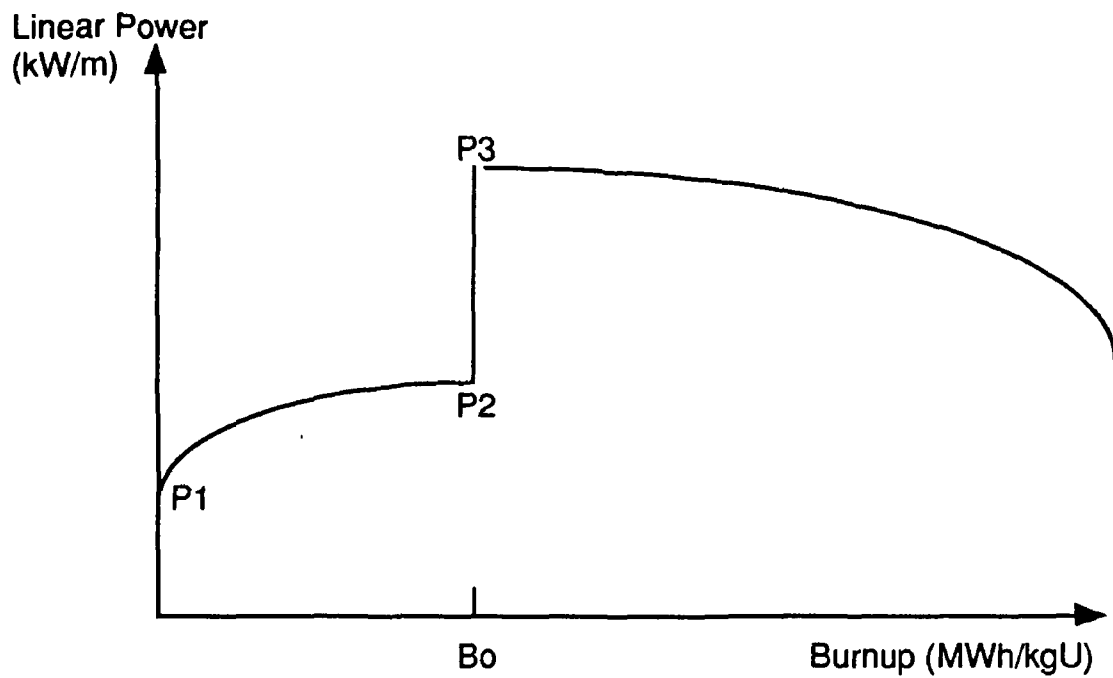
본 목적을 위하여 ELESTRES-FEAST-HyperMesh 코드체계를 연계하는 해석코드 체계를 구축하였다. (그림 2.2 참조) 즉, ELESTRES 코드[3] 를 사용하여 출력급증 이전의 연료봉 조건과 출력급증 동안의 연료봉 변위량을 구하고, 이 자료를 해석대상의 유한요소 모델링 자료와 함께 FEAST 코드[4] 에 입력으로 주어 응력해석을 수행한다. HyperMesh 프로그램 [5] 은 해석대상의 유한요소 모델링 (pre-processing) 및 해석결과의 post-processing 에 사용된다.

ELESTRES 코드를 이용하여 출력급증 전후의 연료봉 조건을 계산하는데, 이때 사용되는 연료봉 출력이력은 그림 2.3 에 도시된 바와 같다. 그림 2.3 에서 출력급증량은 노심해석 결과로 부터 구해지는데, CANFLEX-NU 연료봉의 경우 중환봉 및 외환봉 모두에서 그 최대치가 $\sim 30 \text{ kW/m}$ 로 구해졌다 [6]. 양단 소결체 부위에서의 연료봉 선출력은 end flux peaking factor 를 고려하여야 한다. CANFLEX-NU 핵연료다발의 end flux peaking factor 는 중심봉, 내환봉, 중환봉, 외환봉 위치에서 각각 1.280, 1.217, 1.160, 1.119 로 구해졌다 [7].

ELESTRES 코드 계산결과를 FEAST 응력해석에 반영하고 해석대상에 대한 유한요소 모델링을 수행하기 위하여, ELESTRES-FEAST 연계코드인 FEAST_PRE 를 개발하였다. ELESTRES 코드를 이용하여 그림 2.3 의 연료봉 출력이력 조건에서 구한 연료봉 상태를 TAPE7 에 기록하면, FEAST_PRE 프로그램에서는 이 TAPE7 자료를 입력으로 받아 소결체 1/2개 길이에 해당되는 피복관 길이를 유한요소 모델링하고, 경계조건, 하중 및 물성 등 응력해석에 필요한 모든 정보를 생산하여 FEAST 코드의 입력파일인 INFILE 을 생성한다. 피복관 원주방향 주름 위치에서의 FEAST 코드 응력해석을 위한 입력파일 INFILE 은 FEAST_PRE 에 의해 자동적으로 생성될 수 있으나, 봉단마개-피복관 용접부위의 FEAST 코드 응력해석을 위한 입력파일 INFILE 은 weld upset 등의 모양 때문에 완전 자동으로 생성되지 않는다. 즉, 봉단마개-피복관 용접부위에 형성되는 weld upset 와 re-entrant corner 는 핵연료제조사별 용접방법에 따라 다르게 나타나므로, 해당 부분에 대한 금상사진을 찍고 이를 scanner 로 판독하여 HyperMesh 에 feeding 하는

Figure 2.2 Procedure for Stress Analysis in a CANDU Element





	INNER ELEMENT		OUTER ELEMENT	
	MIDDLE PELLET	END PELLET	MIDDLE PELLET	END PELLET
P1	19.3	29.7	18.4	23.9
P2	20.3	30.9	19.9	25.6
P3	48.8	59.4	47.9	53.6

* Bo = 37.4 MWh/kgU for the inner element, 39.7 MWh/kgU for the outer element

Fig.2.3 Power Histories Used in the Calculation of Pellet Expansion

방법으로 실제 기하학적 제원을 고려하여 유한요소 모델링을 반자동으로 수행한다. 또한, 봉단마개 응력해석 부위에서는 양단 소결체와 중간 소결체 모두의 영향을 고려하여야 하는데, 양단 소결체와 피복관 사이의 interference 계산을 위해서는 end flux peaking factor 를 고려하여 주어야 한다. End flux peaking 을 고려한 연료 봉 선출력 값을 ELESTRES 코드에 적용하면 소결체와 피복관 사이의 interference 가 FEAST_PRE 에 의해 자동으로 구해진다.

응력해석시 필요한 물성도 FEAST_PRE 에 의해 자동으로 구해진다. 특히, 봉단마개-피복관 용접부위 응력해석시 봉단마개 주위 재료를 3개의 물성영역으로 구분하는데, 그 물성영역 및 해당 물성치들은 표 2.1 에 나타나 있는 바와 같다.

응력해석용 코드인 FEAST 로 부터 받은 해석결과를 분석하기 위해서는 stress/strain contour 를 작성하여야 한다. 이 작업을 위해 FEAST 코드의 output 인 FILE_FOR_HM 과 HyperMesh post-processor 를 연결하여 주는 translator 프로그램인 ftrans 를 작성하였다. FILE_FOR_HM 파일을 translator 인 ftrans 에 적용하면 HyperMesh 프로그램에서 읽을 수 있는 파일인 feast_res 가 생성되는데, 이 파일을 HyperMesh 에 적용하여 필요한 contour 들을 작성한다.

표 2.1 연료봉 봉단마개-피복관 용접부위 응력해석시 사용된 재료의 물성
(300°C 자료)

Material Region	봉단마개	용접부위	피복관
Material Characteristics	Recrystallized Zircaloy-4	40% CW & no SR Zry-4	As-received, CW & SR Zry-4
Yield Stress (MPa)	358	464	414
Plastic Mdulus(MPa)	80	30	30
Elastic Mdulus(MPa)	80	80	80
Poisson's Ratio	0.43	0.43	0.43

* CW = Cold-Worked, SR = Stress-Relieved

나. 봉단마개 응력 해석

상기 가. 에 기술한 응력해석 방법에 따라 봉단마개-피복관 용접부위 응력해석을 수행하였다. 본 해석을 위해 외환봉 봉단마개 부위를 232개 절점과 376개 요소를 사용하여 모델링하였고, 중환봉 봉단마개 부위를 226개 절점과 370개 요소를 사용하여 모델링하였다. (그림 2.4 참조)

표 2.2 는 CANFLEX-NU 연료봉의 봉단마개 응력해석 결과를 나타낸 것이다. 반경방향, 원주방향 및 축방향 응력들이 비교적 낮은 상태로 유지되고 이에 따라 유효응력이 항복응력의 50~60% 정도 수준으로 나타났는데, 이 결과는 봉단마개 부위에서 소성변형이 발생되지 않음을 의미한다. 봉단마개-피복관 용접부위 파손은 취성파손의 특징을 보이므로, 금속재료의 취성파손에 관한 2가지 일반적 해석모형들인 Rankine's theory (maximum normal stress theory) 와 modified Mohr's theory, 그리고 유효응력 분포 contour 에 의한 최대응력 작용지점 위치 해석 등을 통하여 봉단마개-피복관 용접부위 파손예측을 수행한다.

○ Rankine's theory [8] 에 의한 파손 예측

Rankine's theory 에서는 principal stresss 가 fracture stress 를 넘어설때 취성 파손이 발생한다고 고려한다. PCI/SCC 파손을 일으키는 threshold stress 는 일반적으로 항복응력의 1/3 이상일 것으로 알려져 있으므로 [9], 봉단마개에서의 파손 시작 응력을 최소 ~120 MPa 로 고려할 수 있다. 표 2.2 에서 중환봉 및 외환

표 2.2 CANFLEX-NU 연료봉 봉단마개 부위 응력해석 결과

Parameters	CANFLEX-NU Inner Element	CANFLEX-NU Outer Element
Max. radial stress (MPa)	83	71
Max. hoop stress (MPa)	9	9
Max. axial stress (MPa)	114	105
Max. effective stress(MPa)	213	168
Max. Principal stress (MPa)	114	105
Coulomb-Mohr normal factor for failure indication (max.)	0.901	0.799

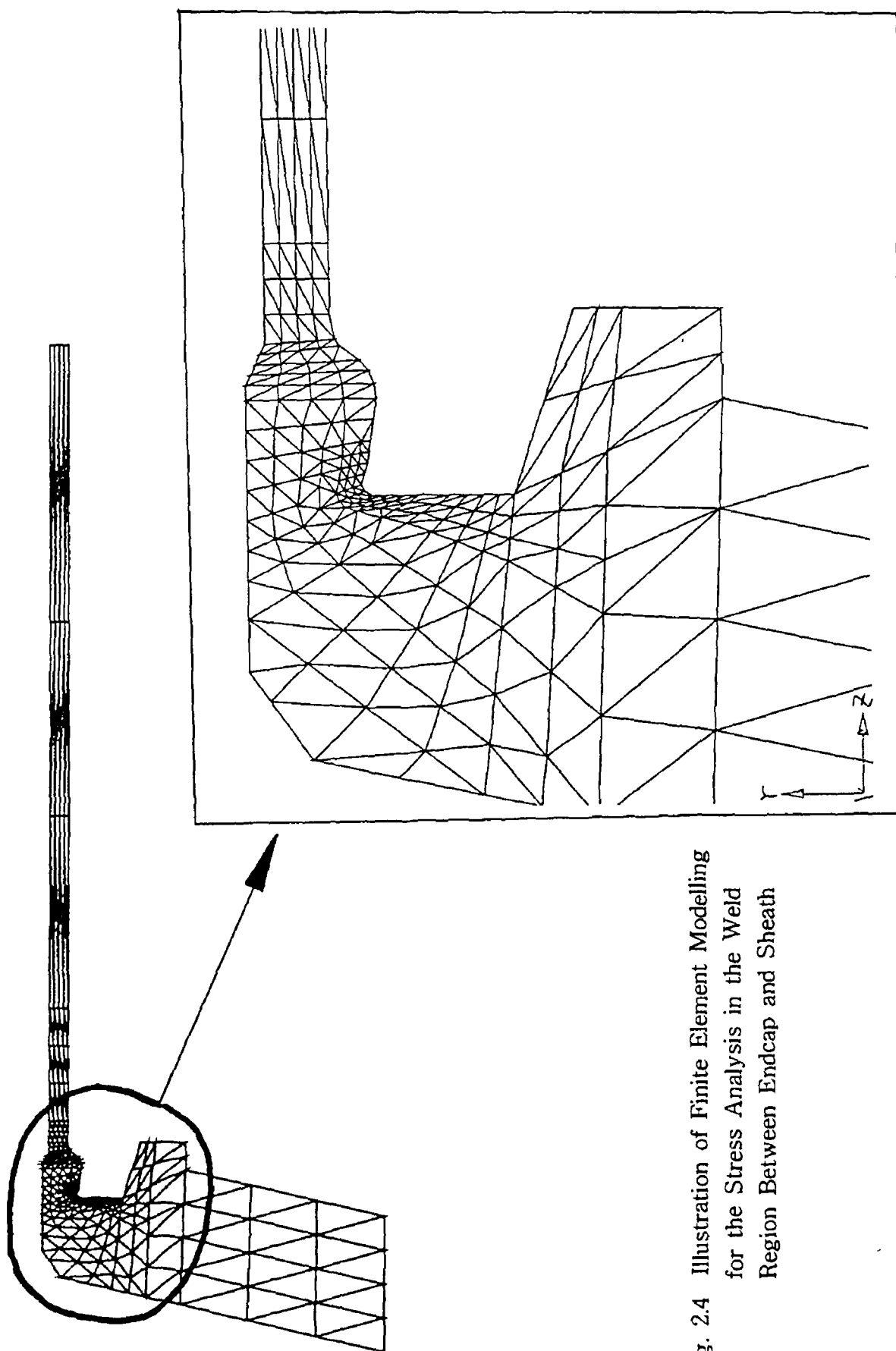


Fig. 2.4 Illustration of Finite Element Modelling
for the Stress Analysis in the Weld
Region Between Endcap and Sheath

봉 봉단마개 부위에서의 최대 principal stress 는 각각 114 와 105 MPa 로 나타났는데, 이 값들은 상기 기준치 120 MPa 보다 낮다. 이러한 결과를 통해, CANFLEX-NU 연료봉의 봉단마개-피복관 용접부위에서의 PCI/SCC 파손이 발생할 가능성이 매우 희박함을 알 수 있다.

○ Modified Mohr's theory [7] 에 의한 파손 예측

Modified Mohr's theory 에서는 principal stress 와 Mohr's circle 에서 구해지는 파단면 응력 제한치와의 비가 1.0 이상이 되면 취성 파손이 발생하는 것으로 고려한다. FEAST 코드 계산 결과, 그 비값의 최대가 중환봉에서 0.901 로 외환봉에서 0.799 로 나타났는데, 이 결과 또한 CANFLEX-NU 연료봉의 봉단마개-피복관 용접부위에서 PCI/SCC 파손 발생 가능성이 매우 희박함을 보여준다.

○ 최대 응력 작용 지점 위치해석에 의한 파손 예측

그림 2.5 는 CANFLEX-NU 중환봉 봉단마개 부위에서의 유효응력 분포 contour 를 도시한 것이다. 그림 2.5 에서 최대응력이 봉단마개-피복관 용접부위에서의 re-entrant corner (㉔ 지점) 에서가 아니고 봉단마개 내부 corner (㉕ 지점) 에서 발생된 것으로 나타났다. ㉔ 지점에서 연료봉 외부까지의 두께는 봉단마개 부위에서에서 가장 얇으므로 상대적으로 ㉔ 지점이 연료봉 파손에 가장 민감한 부분이다. 기존 연료봉의 경우 최대 응력이 주로 ㉔ 지점에서 발생되어 이 결과로 연료봉 파손이 가장 빈번하게 나타나는 것으로 알려져 있다. 그림 2.5 에서 최대 응력이 ㉔ 지점이 아닌 ㉕ 지점에서 나타난 결과는 CANFLEX-NU 연료봉이 출력급증 조건에서 파손될 가능성이 기존 핵연료봉에 비해 낮음을 의미한다. CANFLEX-NU 외환봉에서도 중환봉에서와 마찬가지로 봉단마개 부위 최대 응력이 용접부위 re-entrant corner 가 아닌 봉단마개 내부 corner 에서 나타났는데, 이 결과도 중환봉에서와 마찬가지로 외환봉이 출력급증 조건에서 파손될 가능성이 매우 낮음을 의미한다.

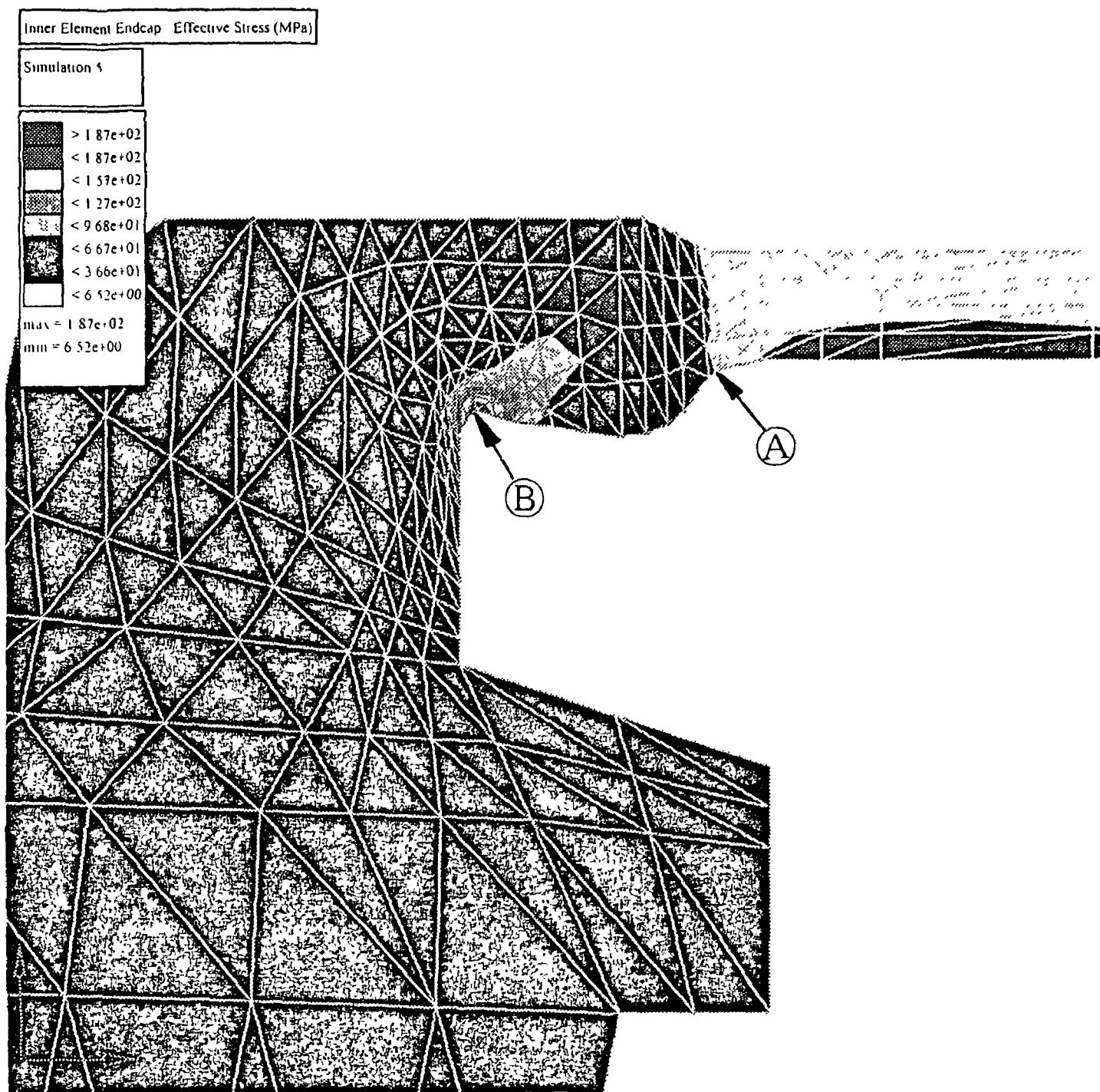


Fig. 2.5 Effective Stress Contour in the Weld Region
Between Endcap and Sheath

다. 부하추종 운전 조건하에서의 핵연료봉 거동

부하추종운전시 핵연료봉 거동을 분석하기 위하여 그림 2.6 에서와 같이 일일 또는 일주간 동안 100%-50%-100% 형태로 출력이 변화하는 경우를 고려하였다. 이러한 출력은 임의로 설정된 경우로, 부하추종 운전 조건에서의 핵연료봉 거동 동향을 파악하기 위하여만 사용되며, 부하추종 운전 조건에서의 핵연료봉 건전성 해석에 사용될 수는 없다. 부하추종 운전조건에서의 핵연료봉 건전성 평가는 차기 년도에 수행할 예정이다.

그림 2.7(a) 및 (b) 와 그림 2.8(a) 및 (b) 는 일일 부하추종과 주간 부하추종 조건에서의 중환봉 및 외환봉 피복관 변형도 변화를 ELESTRES 코드를 사용하여 분석한 결과를 나타낸 것인데, 이들 그림들을 비교하여, 부하추종 운전 조건에서의 CANFLEX-NU 핵연료봉 거동을 다음과 같이 정성적으로 분석하였다.

- 일일 부하추종의 경우, 중환봉 및 외환봉 모두에서 변형도 및 출력 증감발에 따른 변형도 차이가 부하추종 운전 초반에 그 최대를 보이고 이후 서서히 감소하는 경향을 보이지만, 일정 주기 이후 오히려 증가하는 경향을 보임.
- 주간 부하추종의 경우, 중환봉 및 외환봉 모두에서 변형도 및 출력 증감발에 따른 변형도 차이가 부하추종 초반에 그 최대를 보이고 이후 급격히 감소하였다가 일정 주기 이후 증가하여 일정 수준을 유지하는 경향을 보임.

3. 핵연료봉 휨 해석

핵연료봉의 휨 평가를 통해, 핵연료 장전 혹은 조사 조건에서 핵연료와 그 주위 부품의 건전성을 핵연료 채널출력과 같은 가동조건의 함수로 검토할 수 있다. CANFLEX-NU 핵연료다발에 사용되는 중환봉 및 외환봉은 기존 핵연료봉에 비하여 지름이 작으므로 휨에 대한 저항성이 상대적으로 낮을 것으로 예상되지만, 실제로 나타나는 휨량은 핵연료봉 내·외부에서 발생하는 굽힘 구동력에 더 크게 의존하

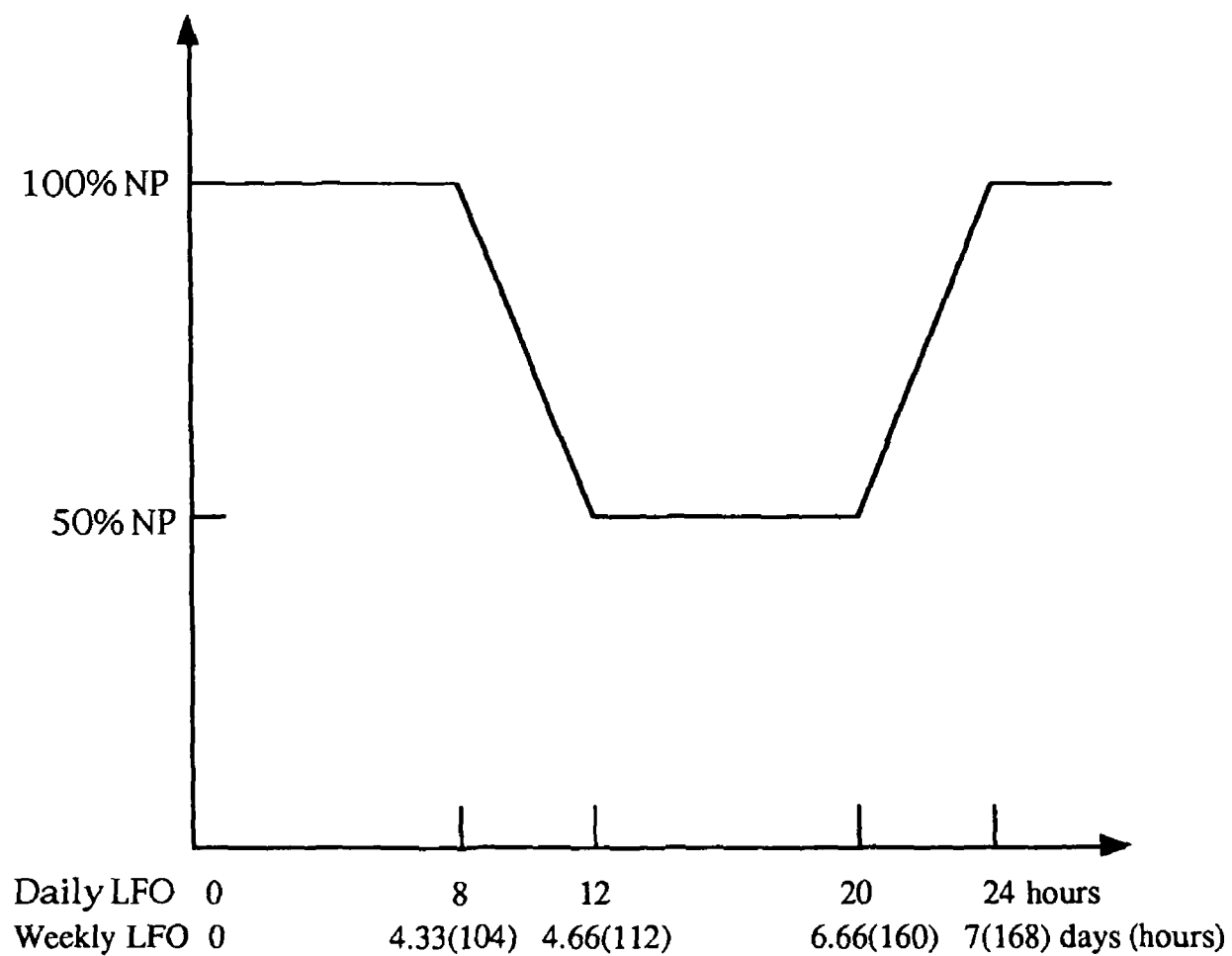


Fig.2.6 Power Changes for the Fuel Element Behavior Analyses at Load Following

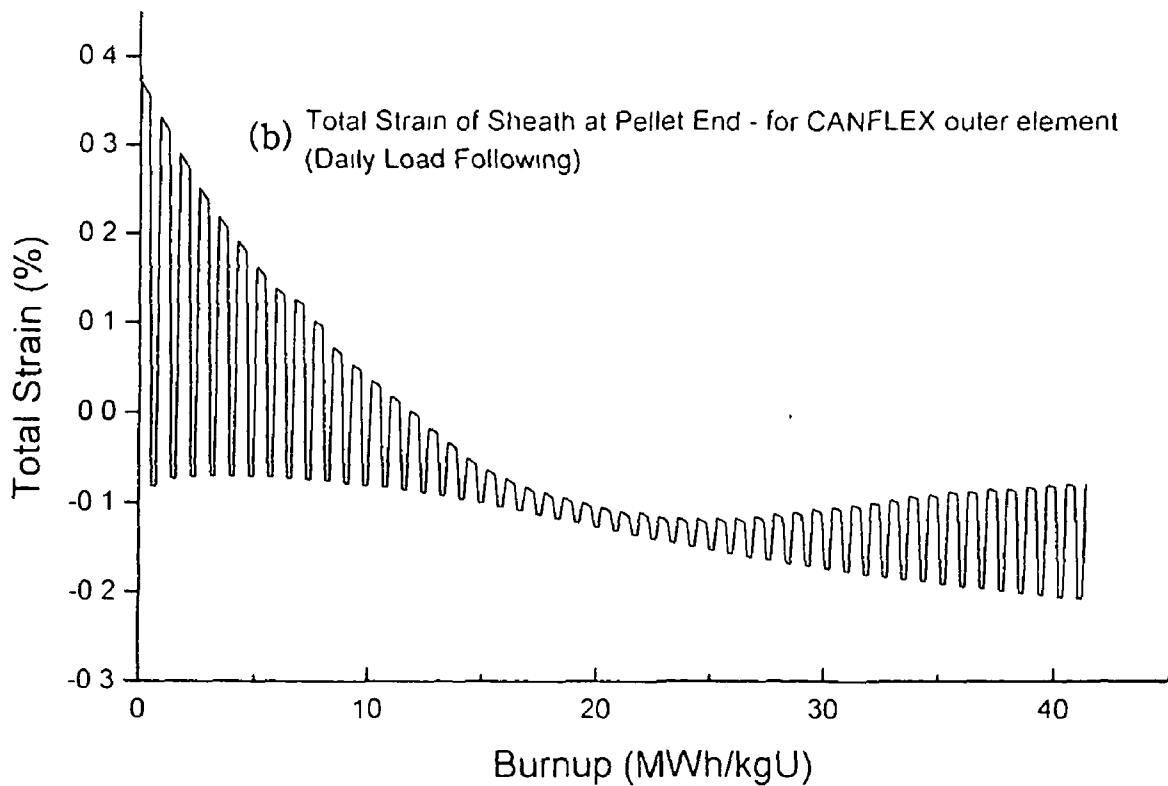
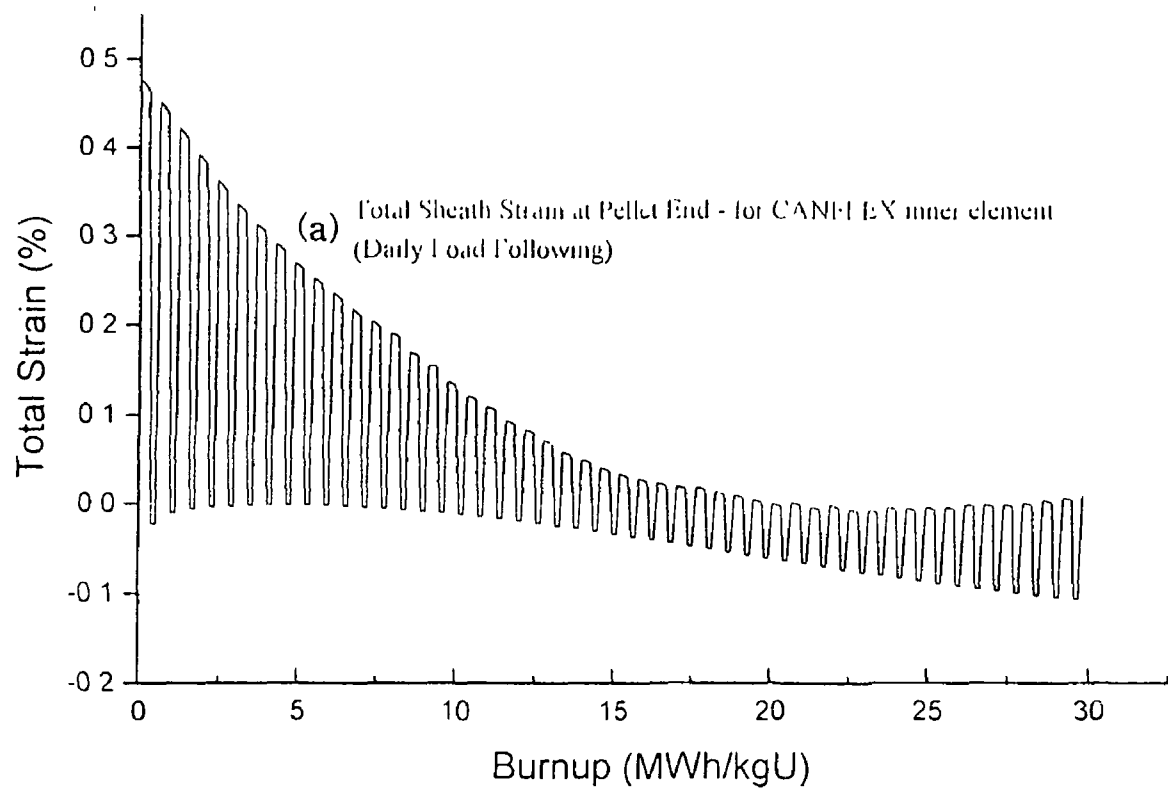


Fig. 2.7 The Variation of Sheath Strain at the Ridge Simulated for the Daily Load Following

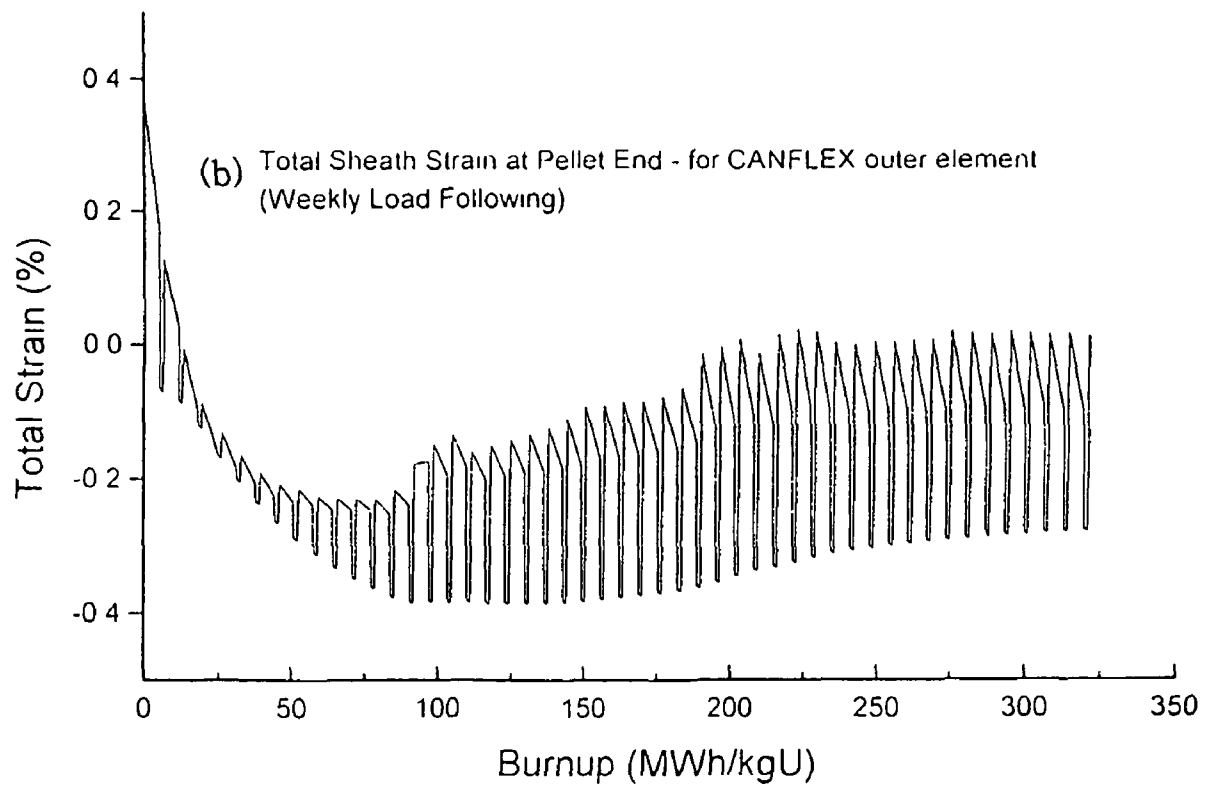
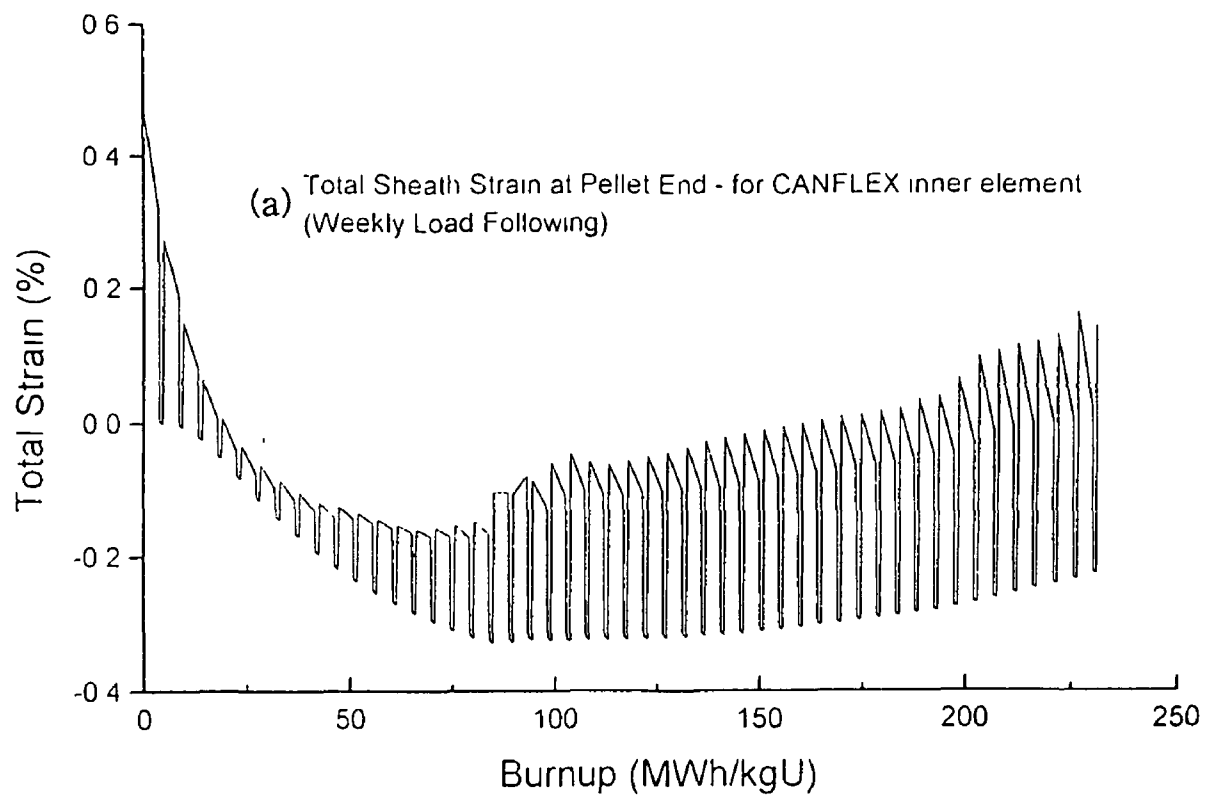


Fig. 2.8 The Variation of Sheath Strain at the Ridge Simulated for the Weekly Load Following

므로 CANFLEX-NU 연료봉의 휨 저항성 평가는 해석을 통해 수행되어야 한다.

일반적으로 핵연료봉의 휨은 운전중 혹은 핵연료 교체시 핵연료봉 내부 및 그 주위에서 발생하는 열적 불균형과 수력학적 견인력 등에 따라 달라진다 [10]. 정상 운전시 핵연료봉의 휨은 원주방향의 열적 불균일성 정도에 크게 의존한다. 핵연료봉에서 원주방향으로 온도구배가 나타나는 원인으로, 중성자속 구배에 의한 불균일 출력분포와 부수로간 냉각재 온도 및 열전달 차이 등을 들 수 있다 [10,11]. CANFLEX-NU 핵연료다발 및 봉의 반경방향 온도분포는 기존 37개 핵연료봉다발에 비해 더 균일하므로 굽힘 구동력이 상대적으로 감소할 것으로 예상된다 [12]. 한편, 재장전 과정에서 핵연료장전기의 측면정지기 (side-stop) 에 의해 지지되는 다발의 경우, 전체 다발열에서 발생하는 수력적 견인력 (hydraulic drag force) 및 기계적 힘이 측면정지기에 의해 지지되고 있는 몇 개 외환봉에 집중되어 큰 편심력 (eccentric load)을 외환봉에 가하게 되는데, 이것은 다른 굽힘 구동력에 비해 상대적으로 매우 크다. 따라서 이때의 핵연료봉 휨량은 주로 편심력에 의해 결정된다.

기존 핵연료봉의 휨이 지나치게 크게 발생하여 원자로 운전이 지장을 초래하였다는 예는 아직까지 보고된 바 없다. 그러나, 월성로형 원자로에 기존 37봉핵연료다발 대신 CANFLEX-NU 핵연료다발을 사용할 경우 핵연료봉의 휨 거동이 약간 다르게 나타날 수 있다. 따라서, 여기서는 정상운전 및 핵연료 재장전 조건에서 그 출력이력에 가장 큰 영향을 받고 또한 수력적 견인력을 가장 많이 받을 수 있는 다발의 핵연료봉들을 선정하여 핵연료봉 휨 거동을 분석하였다. 즉, 월성로에서 최대 출력을 보이는 N-6 채널에 장전된 핵연료다발중 4번 및 6번 위치 다발들의 연료봉 거동을 해석하였다. 본 해석에서는 BOW 전산코드 [10] 를 이용하였다.

가. 입력자료 준비

○ 핵연료다발이 차폐마개 또는 B Ram Adaptor 에 의해 지지된 경우

노내 연소중인 핵연료봉의 휨 거동을 해석하기 위하여 N-6 채널의 4번 및 6번 위치 핵연료다발들을 선택하였다. 이들 핵연료다발들은 채널의 냉각재 입구로

부터 각각 4번째 및 6번째 위치에서 고출력 조사된다. 약 280 FPD (Full Power Days) 후에 핵연료 교체가 이루어지며, 이때 4번 위치 다발은 저출력 위치인 12번 위치로 이동하고 6번 위치 다발은 완전히 배출된다. 4번 위치 다발의 연료봉 휨 분석은 100, 140, 270 FPD (고출력위치) 및 280, 390, 480 FPD (저출력위치) 에서, 6번 위치 다발의 연료봉 휨 분석은 100, 140, 270 FPD (고출력위치) 에서 수행하였다. 한편, 채널내 12 번 위치에 있는 핵연료다발은 정상조사시 차폐마개 (shield plug) 에 의해 지지되어 있으며, 핵연료 교체 착수시 B ram adaptor 에 의해 지지된다. 이때 핵연료봉에 가해지는 힘이 핵연료봉 휨에 미치는 영향을 알아보기 위해, 다발 옆에 미치는 다음 3가지의 힘을 고려하였다

5900 N - 정상운전시 (표 2.3 및 2.4 에서 No. 1-6 및 19-21),

12000 N - 정상적인 핵연료교체시 (표 2.3 및 2.4에서 No. 7-12
및 22 - 24),

23700 N - C ram 압력조절실패를 가정한 핵연료 교체시
(표 2.3 및 2.4 에서 No. 13-18 및 25-27).

위의 각 조건 (FPD 에서 핵연료봉 출력이력 및 다발 옆에 미치는 힘의 크기) 을 조합하여 두 가지 핵연료봉 (37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발의 E5 외환봉, 그림 2.9 참조) 에 대해 총 54가지 경우를 분석하였다. 계산에 사용된 BOW 코드의 주요 입력자료를 표 2.3 및 표 2.4 에 요약하였다. 다음과 같이 이들 입력자료를 준비하였다.

- 핵연료 제원자료로 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발의 공칭 설계치를 사용하였다.
- 휨 계산에 필요한 로물리 자료로, 핵연료 외환봉의 출력이력과 중성자속 감쇄인자 (neutron flux depression factor) 등이 있다. RFSP 전산코드 [13] 의 SIMULATE 모듈을 사용하여 CANDU-6 전 출력 평형 노심을 모사하고, N-6 채널에서의 출력분포 및 각 다발의 출력이력을 계산하였다. 이를 바탕으로 WIMS-AECL 전산코드 [14] 를 이용하여 각 환봉의 출력이력을 계산하였다. 그림 2.10 은 이상의 출력이력 계산방법에 따라

Table 2.3 Important BOW Code Input Parameters for the CANFLEX Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adaptor.

No.	Case	FPD	P	T _{av}	D	H _{fs}	ΔT _s	L	T ₁	T ₂	Bundle No.
1	43B4N1	100	35.42	590.35	0.0285	70.27	-5.86	56.19	274.08	279.03	4
2	43B4N2	140	36.22	597.12	0.0275	68.51	-5.86	56.19	274.19	279.33	4
3	43B4N3	270	30.47	531.18	0.0217	67.52	-4.77	56.19	273.0	277.14	4
4	43B4N4	280	7.68	345.75	0.0216	49.73	-6.76	168.57	309.94	310.61	4
5	43B4N5	390	7.43	343.72	0.0214	50.92	-8.06	168.57	308.69	309.69	4
6	43B4N6	480	7.5	343.88	0.0213	52.98	-8.21	168.57	305.69	306.75	4
7	43B4R1	100	35.42	590.35	0.0285	70.27	-5.86	133.48	274.08	279.03	4
8	43B4R2	140	36.22	597.12	0.0275	68.51	-5.86	133.48	274.19	279.33	4
9	43B4R3	270	30.47	531.18	0.0217	67.52	-4.77	133.48	273.0	277.14	4
10	43B4R4	280	7.68	345.75	0.0216	49.73	-6.76	342.86	309.94	310.61	4
11	43B4R5	390	7.43	343.72	0.0214	50.92	-8.06	342.86	308.69	309.69	4
12	43B4R6	480	7.5	343.88	0.0213	52.98	-8.21	342.86	305.69	306.75	4
13	43B4F1	100	35.42	590.35	0.0285	70.27	-5.86	263.62	274.08	279.03	4
14	43B4F2	140	36.22	597.12	0.0275	68.51	-5.86	263.62	274.19	279.33	4
15	43B4F3	270	30.47	531.18	0.0217	67.52	-4.77	263.62	273.0	277.14	4
16	43B4F4	280	7.68	345.75	0.0216	49.73	-6.76	677.14	309.94	310.61	4
17	43B4F5	390	7.43	343.72	0.0214	50.92	-8.06	677.14	308.69	309.69	4
18	43B4F6	480	7.5	343.88	0.0213	52.98	-8.21	677.14	305.69	306.75	4
19	43B6N1	100	40.81	641.92	0.0285	72.49	-10.06	84.29	284.44	290.08	6
20	43B6N2	140	42.09	658.78	0.0271	69.28	-10.12	84.29	284.92	290.81	6
21	43B6N3	270	34.29	567.58	0.0214	56.22	-10.23	84.29	281.58	286.22	6
22	43B6R1	100	40.81	641.92	0.0285	72.49	-10.06	185.82	284.44	290.08	6
23	43B6R2	140	42.09	658.78	0.0271	69.28	-10.12	185.82	284.92	290.81	6
24	43B6R3	270	34.29	567.58	0.0214	56.22	-10.23	185.82	281.58	286.22	6
25	43B6F1	100	40.81	641.92	0.0285	72.49	-10.06	367.0	284.44	290.08	6
26	43B6F2	140	42.09	658.78	0.0271	69.28	-10.12	367.0	281.92	290.81	6
27	43B6F3	270	34.29	567.58	0.0214	56.22	-10.23	367.0	281.58	286.22	6

Note :

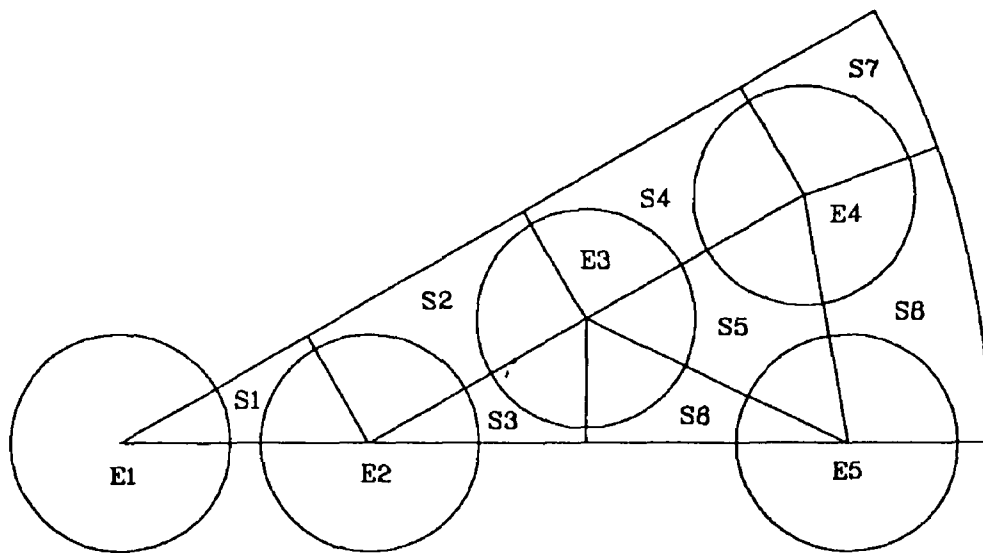
- FPD : full power days
- P : linear power [kW/m]
- T_{av} : average fuel temperature [°C]
- D : neutron flux depression factor
- H_{fs} : fuel-to-sheath heat transfer coefficient [kW/m²K]
- ΔT_s : circumferential variation in sheath temperature due to coolant [°C]
- L : load per element [N]
- T₁ : average coolant temp. at the upstream end of the bundle [°C]
- T₂ : average coolant temp. at the downstream end of the bundle [°C]

Table 2.4 Important BOW Code Input Parameters for the 37-Element Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adaptor.

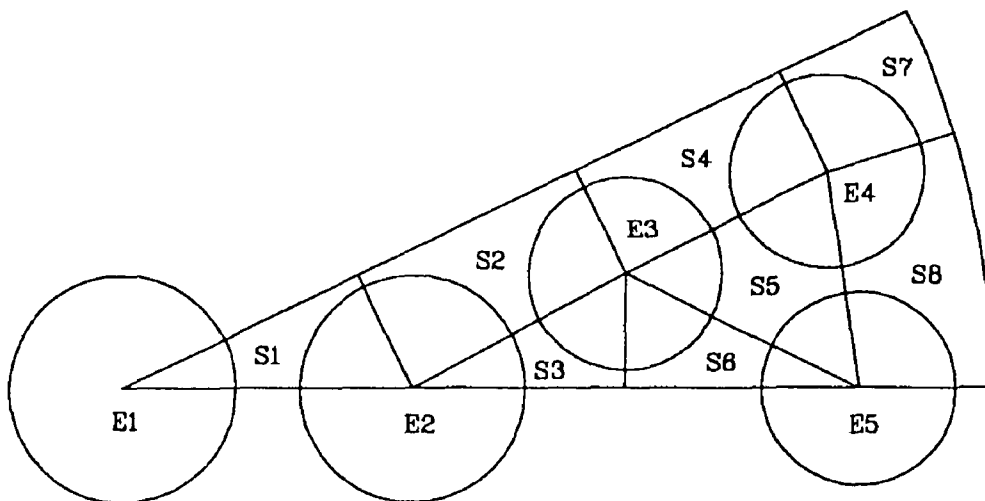
No.	Case	FPD	P	T _{av}	D	H _{fs}	ΔT _s	L	T ₁	T ₂	Bundle No.
1	37B4N1	100	44.06	682.02	0.0319	73.66	-6.5	65.56	274.11	279.03	4
2	37B4N2	140	45.02	695.72	0.0308	70.28	-6.52	65.56	274.22	279.33	4
3	37B4N3	270	37.86	635.05	0.0242	30.03	-1.34	65.56	278.03	277.14	4
4	37B4N4	280	9.54	363.08	0.0242	22.79	-9.69	196.67	309.81	310.61	4
5	37B4N5	390	9.23	360.68	0.0238	22.91	-10.1	196.67	308.92	309.69	4
6	37B4N6	480	9.32	360.78	0.0237	23.89	-9.85	196.67	305.58	306.75	4
7	37B4R1	100	44.06	682.02	0.0319	73.66	-6.5	155.75	274.11	279.03	4
8	37B4R2	140	45.02	695.72	0.0308	70.28	-6.52	155.75	274.22	279.33	4
9	37B4R3	270	37.86	635.05	0.0242	30.03	-1.34	155.75	278.03	277.14	4
10	37B4R4	280	9.54	363.08	0.0242	22.79	-9.69	400.0	309.81	310.61	4
11	37B4R5	390	9.23	360.68	0.0238	22.91	-10.1	400.0	308.92	309.69	4
12	37B4R6	480	9.32	360.78	0.0237	23.89	-9.85	400.0	305.58	306.75	4
13	37B4F1	100	44.06	682.02	0.0319	73.66	-6.5	307.56	274.11	279.03	4
14	37B4F2	140	45.02	695.72	0.0308	70.28	-6.52	307.56	274.22	279.33	4
15	37B4F3	270	37.86	635.05	0.0242	30.03	-1.34	307.56	278.03	277.14	4
16	37B4F4	280	9.54	363.08	0.0242	22.79	-9.69	790.0	309.81	310.61	4
17	37B4F5	390	9.23	360.68	0.0238	22.91	-10.1	790.0	308.92	309.69	4
18	37B4F6	480	9.32	360.78	0.0237	23.89	-9.85	790.0	305.58	306.75	4
19	37B6N1	100	50.76	756.18	0.0319	76.13	-11.60	98.33	284.42	290.06	6
20	37B6N2	140	52.31	803.35	0.0304	54.82	-12.35	98.33	284.89	290.75	6
21	37B6N3	270	42.69	766.78	0.0238	12.75	-9.86	98.33	281.58	286.19	6
22	37B6R1	100	50.76	756.18	0.0319	76.13	-11.60	216.79	284.42	290.06	6
23	37B6R2	140	52.31	803.35	0.0304	54.82	-12.35	216.79	284.89	290.75	6
24	37B6R3	270	42.69	766.78	0.0238	12.75	-9.86	216.79	281.58	286.19	6
25	37B6F1	100	50.76	756.18	0.0319	76.13	-11.60	428.17	284.42	290.06	6
26	37B6F2	140	52.31	803.35	0.0304	54.82	-12.35	428.17	284.89	290.75	6
27	37B6F3	270	42.69	766.78	0.0238	12.75	-9.86	428.17	281.58	286.19	6

Note :

- FPD : full power days
- P : linear power [kW/m]
- T_{av} : average fuel temperature [°C]
- D : neutron flux depression factor
- H_{fs} : fuel-to-sheath heat transfer coefficient [kW/m²K]
- ΔT_s : circumferential variation in sheath temperature due to coolant [°C]
- L : load per element [N]
- T₁ : average coolant temp. at the upstream end of the bundle [°C]
- T₂ : average coolant temp. at the downstream end of the bundle [°C]



(A) 1/12 SYMMETRIC GEOMETRY OF 37-ELEMENT BUNDLE



(B) 1/14 SYMMETRIC GEOMETRY OF 43-ELEMENT BUNDLE

Figure 2.9 Geometries for the Subchannel Thermalhydraulic Analyses of 37-and 43-Element Bundles.

		Flow direction 											
100 FPD		B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	B-7	B-8	B-9	B-10	B-11	B-12
Burnup (MWh/kgU)		1.05	2.48	3.52	4.19	4.50	4.81	4.80	4.48	54.75	124.96	174.77	205.30
Power Rating (kW/m)		10.77	25.79	36.84	44.06	47.56	50.76	50.61	47.33	44.09	35.05	23.20	9.27
140 FPD		B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	B-7	B-8	B-9	B-10	B-11	B-12
Burnup (MWh/kgU)		8.80	27.07	38.93	46.76	50.65	54.22	54.12	50.58	64.59	158.75	197.20	214.33
Power Rating (kW/m)		10.28	25.79	37.42	45.02	48.83	52.31	52.27	48.86	44.14	34.60	23.21	9.42
270 FPD		B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	B-7	B-8	B-9	B-10	B-11	B-12
Burnup (MWh/kgU)		44.86	108.32	154.06	183.11	196.90	209.56	209.23	196.37	227.59	262.45	267.96	243.39
Power Rating (kW/m)		10.35	23.83	32.55	37.86	40.40	42.60	42.54	40.44	36.81	31.13	21.91	9.09
280 FPD		B-13	B-14	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19	B-20	B-1	B-2	B-3	B-4
Burnup (MWh/kgU)		2.50	5.91	8.37	9.93	10.69	11.44	11.44	10.70	54.91	116.67	159.72	185.42
Power Rating (kW/m)		10.50	24.95	35.53	42.46	45.89	49.10	49.30	46.00	43.69	35.27	23.67	9.54
390 FPD		B-13	B-14	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19	B-20	B-1	B-2	B-3	B-4
Burnup (MWh/kgU)		30.18	73.25	104.61	124.19	133.06	140.49	141.44	132.62	166.07	205.52	219.94	210.18
Power Rating (kW/m)		10.69	25.73	36.31	42.90	45.72	48.80	48.25	45.37	40.63	32.47	22.18	9.23
480 FPD		B-13	B-14	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19	B-20	B-1	B-2	B-3	B-4
Burnup (MWh/kgU)		53.10	127.16	179.33	211.93	227.02	241.28	241.00	226.78	251.27	275.45	268.50	230.35
Power Rating (kW/m)		10.82	24.68	33.54	38.87	41.38	44.21	44.09	41.17	38.30	32.16	22.48	9.32

Figure 2.10 (a) Outer-Element Burnups and Powers of 37-Element Bundles in N-6 Channel of CANDU-6 Reactor, Predicted at 100, 140, 270, 280, 390, and 480 FPD.

		Flow direction 											
100 FPD		B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	B-7	B-8	B-9	B-10	B-11	B-12
Burnup (MWh/kgU)		1.05	2.49	3.52	4.19	4.50	4.81	4.80	4.49	54.89	125.30	175.25	205.88
Power Rating (kW/m)		8.64	20.71	29.61	35.42	38.24	40.81	40.69	38.05	35.48	28.21	18.67	7.46
140 FPD		B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	B-7	B-8	B-9	B-10	B-11	B-12
Burnup (MWh/kgU)		11.30	27.12	39.02	46.88	50.79	54.37	54.26	50.71	64.76	159.19	197.76	214.93
Power Rating (kW/m)		8.38	20.75	30.11	36.22	39.28	42.09	42.06	39.31	35.53	27.85	18.68	7.58
270 FPD		B-1	B-2	B-3	B-4	B-5	B-6	B-7	B-8	B-9	B-10	B-11	B-12
Burnup (MWh/kgU)		44.97	108.63	154.49	183.62	197.46	210.16	209.82	196.93	228.23	263.21	268.73	244.09
Power Rating (kW/m)		8.32	19.18	26.19	30.47	35.21	34.29	34.23	35.54	29.62	25.05	17.63	7.31
280 FPD		B-13	B-14	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19	B-20	B-1	B-2	B-3	B-4
Burnup (MWh/kgU)		2.50	5.92	8.38	9.95	10.71	11.46	11.46	10.72	55.06	116.99	160.17	185.93
Power Rating (kW/m)		8.43	20.06	28.57	34.14	36.91	39.49	39.72	36.99	35.16	28.39	19.05	7.68
390 FPD		B-13	B-14	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19	B-20	B-1	B-2	B-3	B-4
Burnup (MWh/kgU)		30.24	73.45	105.92	124.52	133.42	140.89	141.83	132.97	166.53	206.11	220.55	210.78
Power Rating (kW/m)		8.60	20.71	29.23	34.53	36.80	38.95	38.83	36.52	32.70	26.13	17.85	7.43
480 FPD		B-13	B-14	B-15	B-16	B-17	B-18	B-19	B-20	B-1	B-2	B-3	B-4
Burnup (MWh/kgU)		53.24	127.49	179.82	212.52	227.67	241.98	241.70	227.42	252.00	276.24	269.27	231.0
Power Rating (kW/m)		8.70	19.86	27.00	31.29	33.30	35.57	35.47	33.13	30.82	25.87	18.08	7.5

Figure 2.10 (b) Outer-Element Burnups and Powers of CANFLEX 43-Element Bundles in N-6 Channel of CANDU-6 Reactor, Predicted at 100, 140, 270, 280, 390, and 480 FPD.

구한 CANFLEX-NU 및 37개 핵연료봉다발의 외환봉 출력이력들을 채널내 위치 및 FPD 의 함수로 나타낸 것이다. 핵연료봉 내에서의 반경 방향 및 원주방향 출력분포를 계산하기 위하여 WIMS-AECL 전산코드의 PIJ option 을 사용하였으며, 이 출력분포를 이용하여 Veeder 및 Schankula 의 중성자속 감쇄인자를 계산하였다 [15,16].

- 힘 계산에는 핵연료다발 양단에서의 냉각수 온도, 부수로간 냉각수 온도 차이, 피복관-냉각재 열전달 계수등의 열수력 자료가 입력으로 사용된다. NUCIRC 전산코드 [17] 를 사용하여 단일 채널 열수력 특성을 계산하고 이 결과를 COBRA-IIIc 전산코드 [18] 에 적용하여 각 부수로에서의 열수력 특성인자들을 계산하였다.
- 핵연료 성능에 관한 BOW 코드 입력자료로, 핵연료 평균온도와 핵연료-피복관 열전달계수 등이 있다. 이들 계산에는 ELESTRES 전산코드 [3] 를 이용하였는데, 이 계산시 위에서 설명한 핵연료봉 출력이력 및 설계제원을 사용하였다. 핵연료 평균온도 계산시 포물선 온도분포를 가정하였다. 또한, ELESTRES 코드 계산 결과 ($g_{operation}$)로 부터 curvature transfer factor (G) 를 계산하였다; $G = 1 - g_{operation}/g_{fresh}$, 여기서 $g_{operation}$ 는 연소중인 핵연료의 직경틈새이며 g_{fresh} 연소전 핵연료의 직경틈새이다.
- 핵연료 다발열이 차폐마개 혹은 B ram adaptor 에 의해서 지지되고 있을 경우, 위에서 주어진 힘 ($L_m = 5900, 12000, 23700$ N) 이 중간봉 및 외환봉에 의해서만 지지된다고 가정하였다. 즉, CANFLEX- NU 다발의 경우 35개의 핵연료봉이 그리고 37개 연료봉다발의 경우 30개의 핵연료봉이 이들 힘을 지탱한다. 또 채널의 냉각재 입구에서 부터 해석대상 위치까지 존재하는 핵연료다발들에게 작용하는 견인력만이 힘에 기여한다고 가정하였다. 따라서 각 핵연료봉에 미치는 힘의 크기는 다음 식을 이용하여 계산하였다; $P_m = (L_m/n)(B_p/B_t)$, 여기서 L_m 은 다발 열에 가해지는 총 힘의 크기, n 은 중환봉 및 외환봉의 갯수, B_p 는 힘에 기여하는

다발의 수, B_t 는 다발열에서 전체 다발 갯수이다.

○ 핵연료교체시 다발이 측면정지기에 의해 지지된 경우

핵연료 장전 과정에서 핵연료다발은 배출 직전 핵연료장전기의 측면정지기에 의해 지지되며, 이때 측면정지기와 접한 핵연료다발 외환봉들은 매우 높은 축방향 편심력 (eccentric load) 을 받게 된다. 여기에서는 4번 위치 핵연료다발이 12번 위치로 이동하여 480 FPD 까지 연소한 상태의 핵연료를 분석하였다. 이때 다음과 같은 3가지 하중조건을 고려하였다:

- 7300 N 이 2개의 측면정지기에 의해서 지지되는 경우
(정상적인 핵연료 교체시),
- 7300 N 이 1개의 측면정지기에 의해서 지지되는 경우
(1개의 측면정지기가 고장난 경우를 가정),
- 23700 N 이 2개의 측면정지기에 의해서 지지되는 경우
(C ram 압력조절 실패를 가정).

위의 각 경우에 대한 휨 계산시 사용한 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉 (E5) 에 관한 BOW 코드의 주요 입력자료를 표 2.5 에 요약하여 나타냈는데, 이들 입력자료의 준비 방법은 다음과 같았다.

- 핵연료봉에서의 편심 (e; eccentricity) 은 핵연료봉 중심선에서 봉단마개와 측면정지기와의 접점까지의 거리로 정의하였다. CANFLEX- NU 다발 및 37개 핵연료봉다발 외환봉에서의 편심거리는 각각 3.34 mm 및 3.86 mm 이었다. 핵연료 봉단마개에 미치는 축방향 편심력은 같은 크기의 동심력 (P) 과 굽힘모멘트 ($M=P \times e$) 로 분리하여 BOW 코드에 입력하였다. 따라서, BOW 코드에서 계산된 피복관 최대 압축응력은 P 에 의한 압축응력과 M 에 의한 압축응력의 합이 된다.
- 휨량에 대한 제한이 없을 경우 편심력에 의한 핵연료봉 휨의 크기가 매우 크게 계산될 수 있으므로, 본 계산에서는 연료봉간 간격을 1 mm 로 입력하여 휨의 최고 크기를 1 mm 로 제한하였다.

Table 2.5 Important BOW Code Input Parameters for the Fuel Bundles Pushed against Side-Stops during Refuelling.

No.	Case	FPD	T_{av}	H_{fs}	ΔT_s	L	M	T_1	T_2	Remarks
1	43B4SB	480	343.88	52.98	-8.21	1825.0	6.10	120.0	121.03	CANFLEX
2	43B4SC	480	343.88	52.98	-8.21	912.5	3.05	120.0	121.03	"
3	43B4SD	480	343.88	52.98	-8.21	2962.5	9.90	120.0	121.03	"
4	37B4SB	480	360.78	23.89	-9.85	2433.3	9.39	120.0	121.03	37-Element
5	37B4SC	480	360.78	23.89	-9.85	1216.7	4.7	120.0	121.03	"
6	37B4SD	480	360.78	23.89	-9.85	3950.0	15.25	120.0	121.03	"

Note 1 : FPD : full power days

T_{av} : average fuel temperature [°C]

D : neutron flux depression factor

H_{fs} : fuel-to-sheath heat transfer coefficient [kW/m²K]

ΔT_s : circumferential variation in sheath temperature due to coolant [°C]

L : load per element [N]

M : moment due to eccentric load

T_1 : average coolant temp. at the upstream end of the bundle [°C]

T_2 : average coolant temp. at the downstream end of the bundle [°C]

Note 2 : No.1 and No.4 - the bundle pushed against single side-stop carry 7300 N

No.2 and No.5 - the bundle pushed against double side-stops carry 7300 N

No.3 and No.6 - the bundle pushed against double two side-stops carry 23700 N

- 이때 핵연료다발은 핵연료장전기 내에 있으므로, 중성자속의 영향을 거의 받지 않는다. 따라서, 선출력 및 중성자속 감쇄인자 등이 작용하지 않는 것으로 입력하였다.
- 핵연료다발 양단의 냉각재 온도는 120 °C 및 121.03 °C 로 입력하였다. 한편, 다른 입력자료들은 앞의 핵연료다발이 차폐마개 또는 B Ram Adapter 에 의해 지지된 경우와 동일한 방법으로 계산하였다.

나. 계산 결과

○ 차폐마개 또는 B Ram Adaptor 에 의해 지지되는 다발의 연료봉 휨

N-6 채널의 4번 위치 및 6번 위치에서 조사중인 다발의 외환봉 휨 계산을 수행하였고, 이 결과를 표 2.6 및 표 2.7 에 나타내었다. (여기서 (+) 및 (-)는 각각 다발 바깥방향 및 중심방향을 나타냄.) 이들 경우에서 전체 핵연료다발 열이 차폐마개 혹은 B ram adaptor 에 의해서 지지된다. 외환봉 휨의 크기를 비교해 볼 때, 37개 연료봉다발의 외환봉 휨이 CANFLEX-NU 다발의 외환봉 휨 보다 더 크게 나타났다. 즉, 6번 위치에 있는 다발의 외환봉 휨량은 CANFLEX-NU 핵연료다발에서 최고 0.71 mm 로, 37개 연료봉다발에서 최고 0.155 mm 이었다. 정상운전중의 핵연료봉 휨은 중성자속 감쇄인자, 선출력, 핵연료-피복관 열전달계수 등에 크게 의존한다 [16]. CANFLEX-NU 핵연료다발 외환봉에서 상대적으로 낮은 휨이 예측되는 것은 상대적으로 낮은 중성자속 감쇄인자, 낮은 선출력, 높은 핵연료-피복관 열전달계수 등에 의한 것으로 보여진다 (표 2.3 및 표 2.4 참조). 또한, 같은 선출력 일수 (FPD) 조건에서 4번 및 6번 위치 핵연료다발 외환봉의 최고 휨량을 비교하면, 6번 위치 핵연료다발의 외환봉 휨이 상대적으로 더 크다. 이것은 6번 위치 다발의 출력이 4번 위치 다발의 출력보다 약간 더 높기 때문이다.

한편, 표 2.6 및 표 2.7 에서 기계적 힘이 핵연료봉 휨에 미치는 영향을 살펴보면, 다발 열에 미치는 힘의 크기가 5900 N, 12000 N 및 23700 N 으로 급격히 증가하더라도 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발 모두에서 외환봉의

Table 2.6 Element Bow in the CANFLEX Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adaptor.

No.	Case	FPD	Linear Power [kW/m]	Maximum Deflection [mm]	Remarks
1	43B4N1	100	35.42	+0.057	5900 N
2	43B4N2	140	36.22	+0.057	"
3	43B4N3	270	30.47	+0.033	"
4	43B4N4	280	7.68	-0.009	"
5	43B4N5	390	7.43	-0.014	"
6	43B4N6	480	7.5	-0.014	"
7	43B4R1	100	35.42	+0.06	12000 N
8	43B4R2	140	36.22	+0.06	"
9	43B4R3	270	30.47	+0.034	"
10	43B4R4	280	7.68	-0.01	"
11	43B4R5	390	7.43	-0.015	"
12	43B4R6	480	7.5	-0.016	"
13	43B4F1	100	35.42	+0.065	23700 N
14	43B4F2	140	36.22	+0.065	"
15	43B4F3	270	30.47	+0.037	"
16	43B4F4	280	7.68	-0.014	"
17	43B4F5	390	7.43	-0.020	"
18	43B4F6	480	7.5	-0.021	"
19	43B6N1	100	40.81	+0.059	5900 N
20	43B6N2	140	42.09	+0.059	"
21	43B6N3	270	34.29	+0.043	"
22	43B6R1	100	40.81	+0.063	12000 N
23	43B6R2	140	42.09	+0.063	"
24	43B6R3	270	34.29	+0.046	"
25	43B6F1	100	40.81	+0.071	23700 N
26	43B6F2	140	42.09	+0.071	"
27	43B6F3	270	34.29	+0.051	"

Table 2.7 Element Bow in the 37-Element Fuel Bundles Pushed against Shield Plug or B Ram Adaptor.

No.	Case	FPD	Linear Power [kW/m]	Maximum Reflection [mm]	Remarks
1	37B4N1	100	44.06	+0.076	5900N
2	37B4N2	140	45.02	+0.077	"
3	37B4N3	270	37.86	+0.080	"
4	37B4N4	280	9.54	-0.009	"
5	37B4N5	390	9.23	-0.010	"
6	37B4N6	480	9.32	-0.009	"
7	37B4R1	100	44.06	+0.079	12000N
8	37B4R2	140	45.02	+0.080	"
9	37B4R3	270	37.86	+0.083	"
10	37B4R4	280	9.54	-0.010	"
11	37B4R5	390	9.23	-0.011	"
12	37B4R6	480	9.32	-0.010	"
13	37B4F1	100	44.06	+0.084	23700N
14	37B4F2	140	45.02	+0.085	"
15	37B4F3	270	37.86	+0.088	"
16	37B4F4	280	9.54	-0.012	"
17	37B4F5	390	9.23	-0.014	"
18	37B4F6	480	9.32	-0.012	"
19	37B6N1	100	50.76	+0.108	5900N
20	37B6N2	140	52.31	+0.098	"
21	37B6N3	270	42.6	+0.136	"
22	37B6R1	100	50.76	+0.114	12000N
23	37B6R2	140	52.31	+0.103	"
24	37B6R3	270	42.6	+0.142	"
25	37B6F1	100	50.76	+0.128	23700N
26	37B6F2	140	52.31	+0.112	"
27	37B6F3	270	42.6	+0.155	"

힘량은 20 % 미만으로 증가하였다. 다발 열에 미치는 기계적 힘이 중간 및 외환봉에 균일하게 분배되어 핵연료봉 축방향의 동심력 (concentric load) 으로 작용한다는 가정하에서 얻은 상기의 결과를 통해, 운전중 핵연료 장전때 축방향으로 작용하는 동심력은 핵연료봉의 힘을 크게 증가시키지 않을 것임을 알 수 있다.

그림 2.11 은 4번 위치 핵연료다발에서 연소도(FPD)에 따른 외환봉 힘의 변화를 보여주고 있다. (C ram 압력조절실패를 가정하여 다발열에 23700 N의 힘이 미친다고 가정한 경우임.) 270 FPD 까지 비교적 고출력으로 조사중일 때 외환봉 힘이 CANFLEX-NU 핵연료다발에서는 연소 초기에 최고로 나타났으나 37개 핵연료봉다발에서는 270 FPD 에서 최고로 나타났다. 고출력 운전범위인 0~270 FPD 동안에서의 외환봉 힘은 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발 모두에서 다발 바깥쪽으로 일어났다. 또한, CANFLEX-NU 핵연료 외환봉 힘이 37개 핵연료봉다발의 외환봉 힘보다 작게 나타났다. 4번 위치 핵연료다발은 약 270 FPD 까지 고출력으로 연소된 후, 핵연료 교체중 채널 유동 하류지점인 12번 위치로 이동하여 저출력 (10 kW/m 이하)으로 조사된다. 이 위치에서의 핵연료봉 힘은 고출력에서의 핵연료봉 힘에 비하여 다른 양상을 보여주는데, 이중 가장 중요한 특징으로 힘의 방향이 역전되어 핵연료다발의 중심쪽으로 발생된다는 점이다. 이는 낮은 선출력 때문에 중성자속 감쇄효과 등 다발의 바깥쪽 방향으로 힘을 유발시키는 요인이 상대적으로 약해진 반면 다발 안쪽으로 힘을 유발시키는 피복관 원주방향 온도차이가 증가하는 것에 기인된 것이다 (표 2.3 및 표 2.4 참조). 이 조건에서 CANFLEX-NU 다발의 외환봉 힘이 37개 핵연료봉다발의 외환봉 힘 보다 더 크게 나타나는 경향을 보였지만, 핵연료 종류에 상관없이 힘의 크기가 고출력 조사때의 힘에 비해 매우 작다.

그림 2.12 는 N-6 채널의 6번째 위치에 있는 다발에서 FPD 에 따른 외환봉 힘의 변화를 보여주고 있다. 이 6번 위치 다발은 전조사기간 동안 (270 FPD) 4번 위치 다발보다 더 높은 출력으로 계속 조사된 후 완전 배출된다. 이 조건에서도 CANFLEX-NU 다발의 외환봉 힘이 37개 핵연료봉다발의 외환봉 힘 보다 작게 나타났다. 또한, 37개 핵연료봉다발의 외환봉 힘이 연소 초기보다 방출시에 더 크게

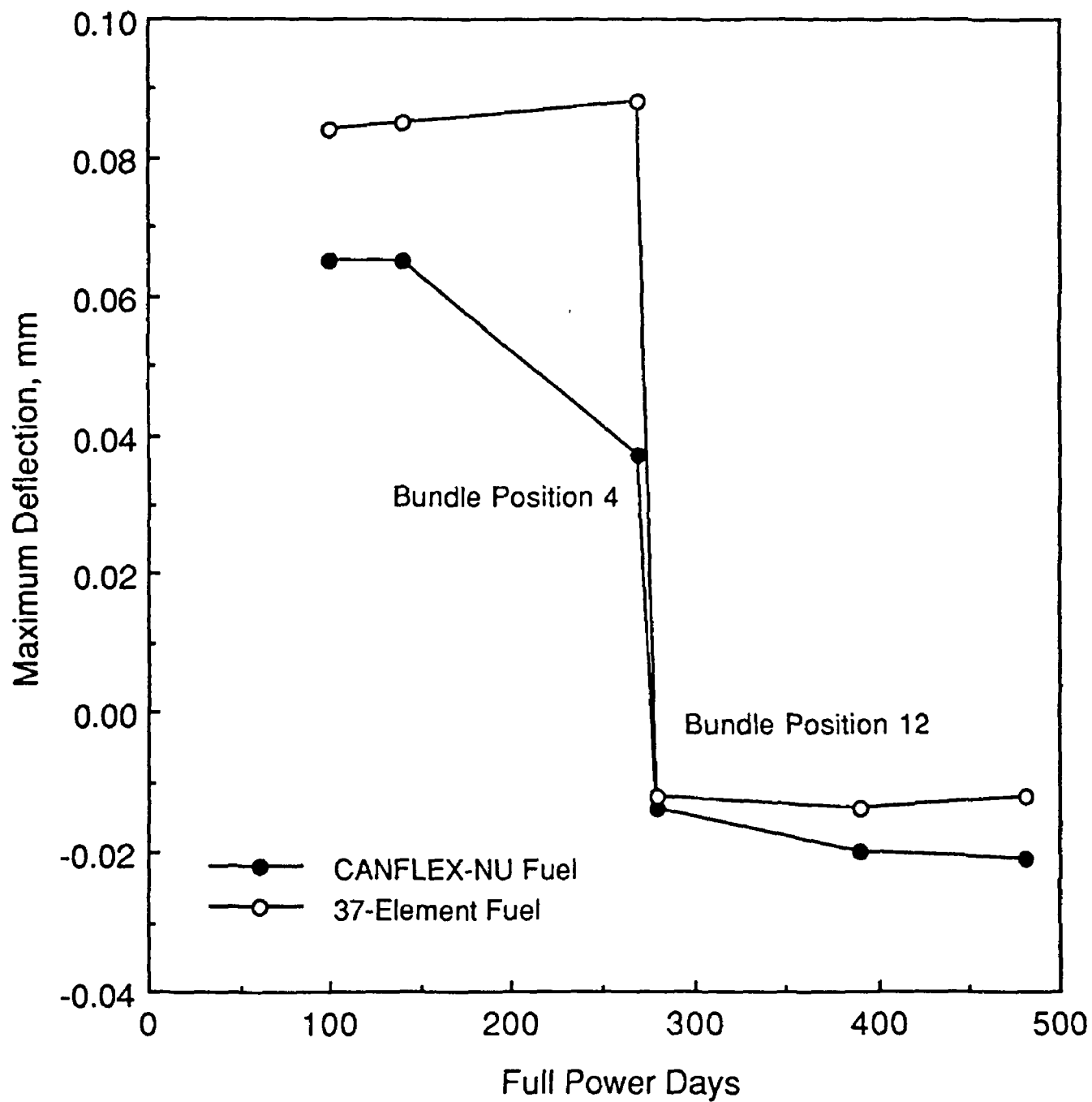


Figure 2.11 Variation of Maximum Deflection of the Outer Elements of Bundle-4 with Full Power Days (Load on the Bundle String = 23700 N).

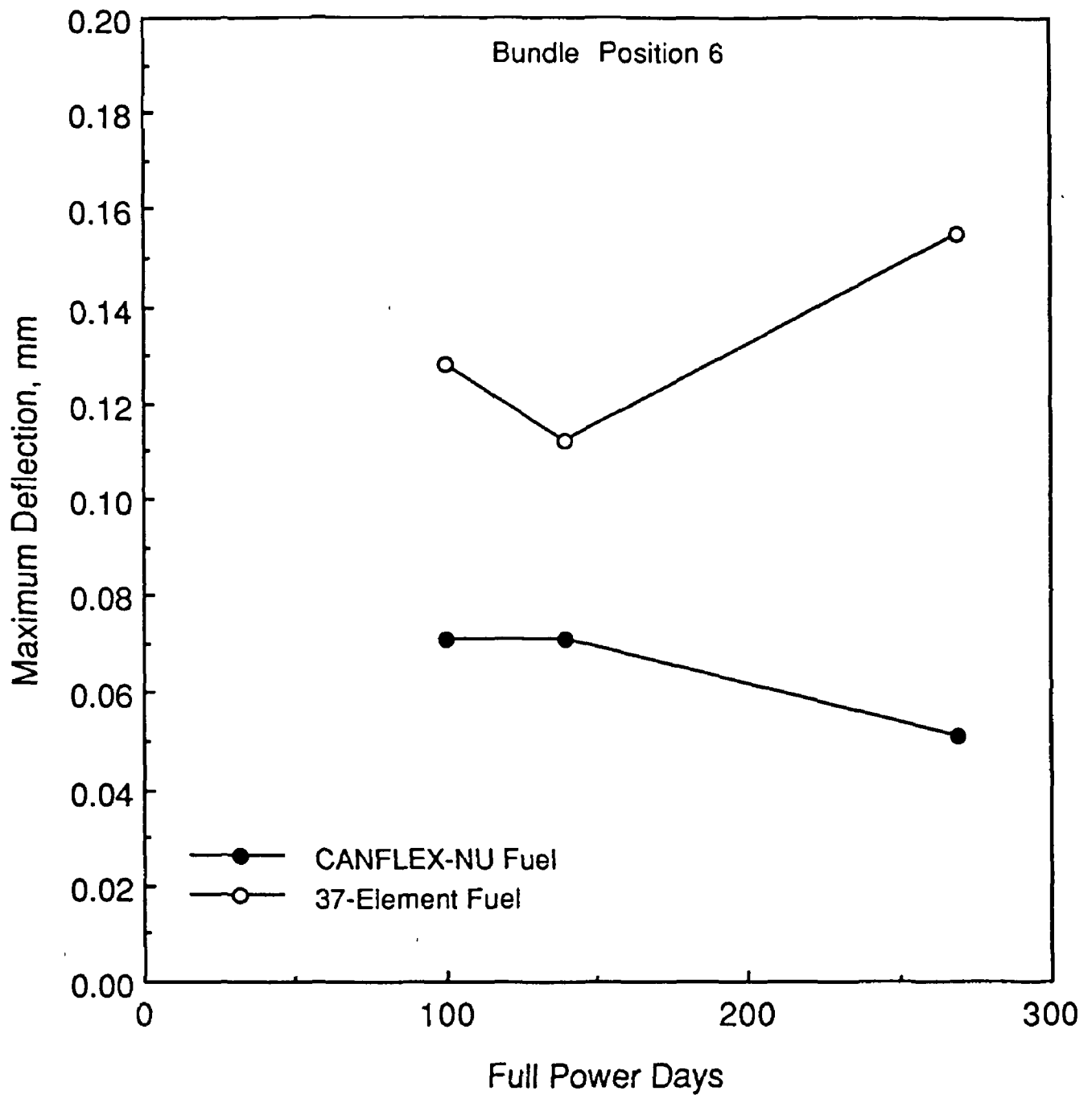


Figure 2.12 Variation of Maximum Deflection of the Outer Elements of Bundle-6 with Full Power Days (Load on the Bundle String = 23700 N).

일어났으나, CANFLEX-NU 다발의 외환봉 휨은 오히려 연소 초기에 크고 방출시 최소로 일어났다.

그림 2.13 은 선출력이 최고 (140 FPD 일때) 이고 다발 열에 미치는 힘이 23700 N 인 조건에서 예측된 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX 핵연료다발의 외환봉 휨 축방향 분포를 도시한 것이다. 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발 모두에서 연료봉 휨은 핵연료봉 중간 부분에서 최고로 발생되었고, 그 중간지점을 기준으로 양쪽 대칭인 분포를 보였다.

○ 측면정지기에 의하여 지지된 다발의 핵연료봉 휨

4번 위치 핵연료다발은 12번 위치로 이동되어 약 480 FPD까지 연소된 다음 배출된다. 배출중인 다발이 핵연료 장전기의 측면정지기에 의해 지지된 경우 매우 큰 편심력이 작용하므로, 외환봉 휨이 1 mm 에 이르면 인접 핵연료봉 (중환봉) 과 접촉한 것으로 간주하였다. 그러므로 이 경우에 휨의 크기를 비교하는 것은 의미가 없다. 따라서 핵연료봉의 강도와 가해진 편심력에 따른 피복관 최고 압축응력 등을 이용하여 핵연료봉의 휨 거동을 분석하였다.

표 2.8 에는 각 경우에 대한 핵연료봉의 강성도 (flexural rigidity), 봉단접합판의 스프링상수, buckling load 등 강도인자와 피복관 최고 압축응력 등을 기술하고 있다. CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉 강도인자들이 37개 핵연료봉다발의 외환봉에 대한 값들 보다 낮게 나타났지만, CANFLEX-NU 핵연료다발 외환봉의 피복관 최고 압축응력이 37개 핵연료봉다발 외환봉에서의 값과 비슷하게 나타났다. 이러한 현상은 다음 두 가지 사실에 기인된 것으로 밝혀졌다. 첫째, 하나의 측면정지기와 접촉하는 외환봉의 수가 CANFLEX-NU 핵연료다발에서는 4개인데 비하여 37개 핵연료봉다발에서는 3개이기 때문에, 가해진 기계적 힘이 CANFLEX-NU 핵연료다발의 경우 더욱 분산된다. 둘째, CANFLEX-NU 핵연료다발 외환봉에서의 편심거리가 37개 핵연료봉다발 외환봉에서의 편심거리보다 더 작으므로 같은 크기의 힘에 대해서 상대적으로 더 작은 굽힘모멘트가 발생한다. (표 2.5 의 입력자료 참조)

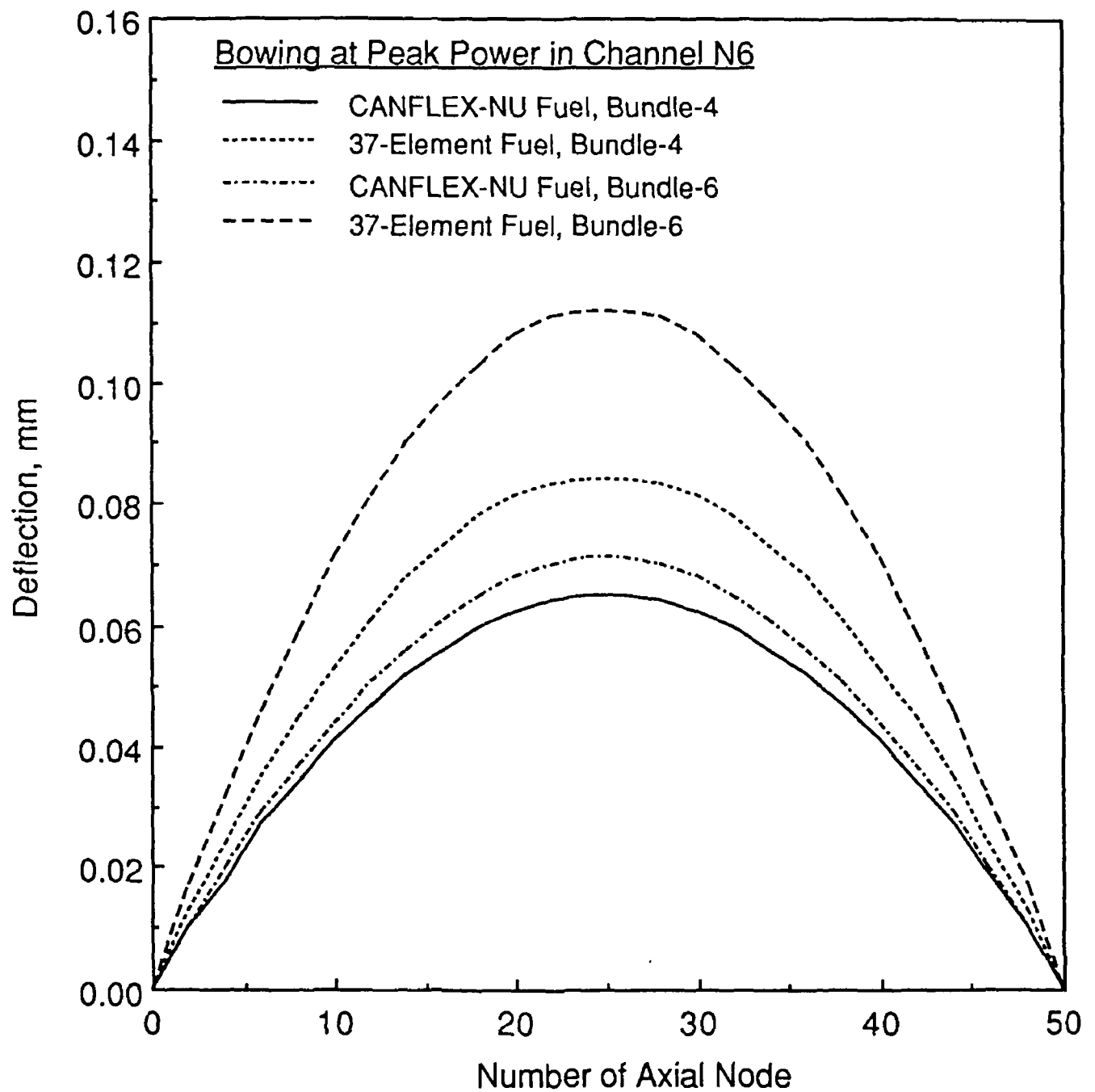


Figure 2.13 Axial Distribution of Deflection in the Outer Elements at 140 FPD (Load on the Bundle String = 23700 N).

Table 2.8 Element Strength Parameters and Maximum Compressive Stress in the Bundles Pushed against Side-Stops during Refuelling.

No.	Case	FPD	Flexural Rigidity of Element [Nm ²]	Spring Constant of Endplate [Nm/rad] (Radial/Tangential)	Buckling Load [N]	Maximum Compressive Stress [MPa]
1	43B12SB	480	32.94	97.9 / 195.7	3010.6	233.6
2	43B12SC	480	32.94	97.9 / 195.7	3010.6	116.0
3	43B12SD	480	32.94	97.9 / 195.7	3010.6	381.9
4	37B12SB	480	54.84	125.5 / 221.7	4600.7	236.9
5	37B12SC	480	54.84	125.5 / 221.7	4600.7	117.8
6	37B12SD	480	54.84	125.5 / 221.7	4600.7	386.8

Note 1 : CANFLEX Fuel : No. 1 - No. 3

37-Element Fuel : No. 4 - No. 6

(see Table 2.5)

Note 2 : No.1 and No.4 - the bundle pushed against single side-stop carry 7300 N

No.2 and No.5 - the bundle pushed against double side-stops carry 7300 N

No.3 and No.6 - the bundle pushed against double two side-stops carry 23700 N

핵연료다발 배출중 C ram 의 압력조절 실패에 따라 23700 N 의 매우 큰 하중을 받는 경우 (표 2.8 의 No. 3 & 6), 편심력에 의해 외환봉에 부과되는 피복관 최고 압축응력은 두 가지 핵연료다발 모두에서 400 MPa 이하로 나타났다. 이 값은 CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉에 대한 Singh [19] 의 해석결과와 유사하다. Zircaloy-4 피복관에의 항복응력은 약 250 MPa 로 알려져 있으나, Singh 은 중성자 조사경화 때문에 피복관의 강도가 증가하는 것을 고려하고 강도시험 결과 심각한 국부적 소성변형이 관측되지 않은 결과를 참조하여 400 MPa 정도의 압축응력까지는 핵연료봉 건전성을 저하시키지 않는다고 판단하고 이 값을 편심력에 의한 핵연료봉 휨 거동의 평가기준으로 사용하였다. 결론적으로, 핵연료 재장전 과정중에 37개 핵연료봉다발에서 문제가 발생하지 않음을 고려하면, 비슷한 피복관 압축응력 수준을 보이는 CANFLEX-NU 핵연료다발에서도 문제가 발생하지 않을 것으로 예상된다. 한편, 그림 2.14 에서, 축방향 휨의 분포가 비대칭이고 다발 중심쪽으로 더 큰 휨 (최고 1 mm)이 일어났음을 또한 알 수 있다.

다. 결과 요약

정상운전 또는 핵연료 교체중의 핵연료봉 휨 거동을 BOW 전산코드를 이용하여 분석하였다. 본 분석에서 N-6 채널에서 조사되는 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉 휨 및 강도의 상대적 비교를 하였는데, 이를 위해 두 종류 핵연료다발들에 대해 같은 다발 출력이력 및 하중 조건을 적용하였다. 다음은 본 분석 결과를 요약한 것이다.

N-6 채널내 4번 위치에서 고출력으로 조사된 경우, 37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발 외환봉의 휨은 다발 바깥 방향으로 일어났다. 이때 37개 핵연료봉다발의 외환봉 휨보다 CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉 휨이 더 작았다. 외환봉 휨의 최대는 6번째 위치한 CANFLEX-NU 다발에서 연소 초기에 나타났고, 37개 핵연료봉다발에서 고출력 연소말기 (270 FPD) 에 나타났다. 4번 위치 핵연료다발이 270 FPD 까지 연소된 후 채널 유동 하류지점인 12번 위치로 이동하여 10 kW/m 이하의 저출력으로 연소될 때, 외환봉 휨은 다발 중심 방향으로 일

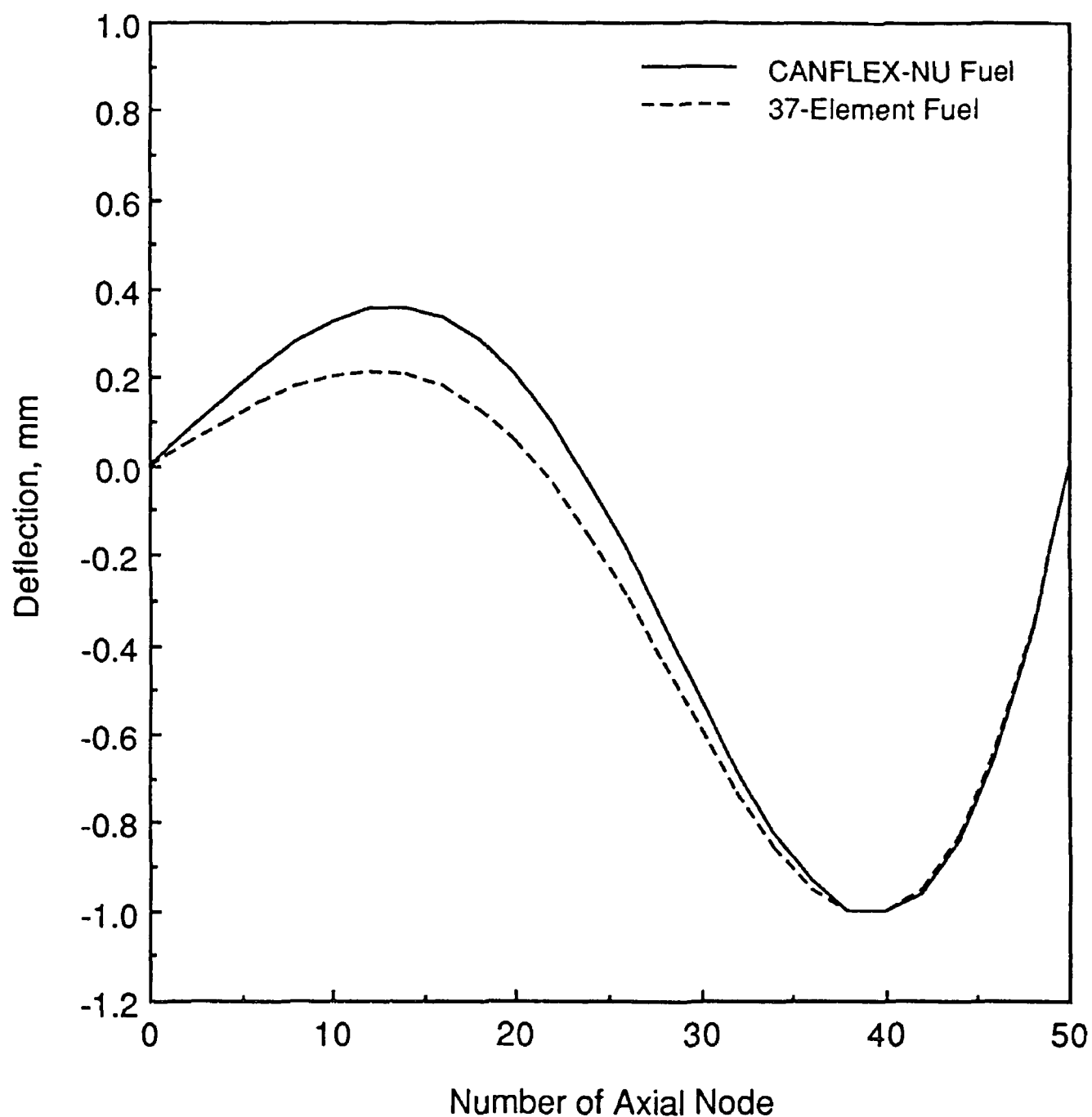


Figure 2.14 Axial Distribution of Deflection in the Outer Elements of the Bundles Pushed against the Side-Stops on Refuelling at 480 FPD with the Bundle Load of 23700 N.

어났으나 고출력 조사때의 휨량 보다 매우 작았다.

N-6 채널에서 270 FPD 동안 고출력 조사된 후 완전히 방출되는 6번 위치 핵연료다발의 외환봉 휨은 4번 위치 핵연료다발의 외환봉 휨보다 크게 나타났다. 외환봉 휨의 최대는 6번 위치 CANFLEX-NU 핵연료다발 경우 연소 초기에 나타났다고 37개 핵연료봉다발 경우 연소 말기에 나타났다. 다발 열에 미치는 힘을 23700 N 으로 가정했을때, 37개 핵연료봉다발의 외환봉에서 계산된 최대 휨량은 0.155 mm 였으나 CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉 최대 휨량은 0.071 mm 에 불과했다. 결론적으로, 두 종류의 핵연료 모두에서, 4번 위치 다발의 휨보다 6번 위치 다발의 휨이 더 크고, 6번 위치에서 37개 핵연료봉다발의 외환봉 휨보다 CANFLEX-NU 핵연료다발의 외환봉 휨이 상대적으로 더 작았다. 이상에서 CANFLEX-NU 핵연료다발의 조사중 치수 안정성 (dimensional stability) 은 기존 37개 핵연료봉다발 보다 더 양호할 것임을 알 수 있다.

한편, 4번 위치 다발이 12번 위치로 이동되어 연소된 후 핵연료 교체시 측면정지기에 의해 지지된 경우, CANFLEX-NU 핵연료 외환봉의 모든 강도인자들은 37봉 핵연료 외환봉에서 보다 낮게 나타났지만, 이때 가해지는 강한 편심력에 기인되어 발생한 피복관 최고 압축응력은 두 핵연료 외환봉에서 비슷하였다. 이 결과는 CANFLEX-NU 핵연료다발이 핵연료장전기의 측면정지기에 지지되어 있을 때에도 노내 치수 안정성 유지면에서 기존 37개 핵연료봉다발보다 결코 불리하지 않음을 보여준다.

정상운전중의 핵연료봉 휨은 대칭적 분포로 나타났으나, 핵연료 교체중 측면정지기에 의해 지지되어 편심력을 받을 경우 비대칭적 분포로 나타났다.

4. CANFLEX 핵연료다발의 기계구조 해석 - 핵연료 재장전시 강도 해석

핵연료다발에 대한 기계적 구조해석은 핵연료의 설계자료 생산, 설계 변경에 대한 평가 및 분석 그리고 핵연료 개량에 따른 적합성 평가 등에 직접 활용할 수 있다. 또한, 원자로 운전의 열수력학적 견인력(drag force)과 진동(vibration), 피로

(fatigue), 열응력(thermal stress) 그리고 충격(impact) 등의 기계적 하중 조건에 대한 여러 가지 현상의 계통 건전성과 안전성을 예측하는데 사용할 수 있다. 중수로형 핵연료다발의 구조적 건전성은 노외시험시설을 이용하여 수행하는 기계적 강도 및 충격 시험과 장기간의 내구성 시험 등의 실제 시험을 통해 평가할 수 있다. 이러한 시험을 통한 건전성 평가는 보다 정확한 예측을 실제적으로 얻을 수 있다는 장점에도 불구하고 막대한 비용과 장 시간의 시험 그리고 많은 인력이 소요되며 아울러 측정 가능 분야에만 제한되는 단점도 있다. 따라서, 이러한 시험을 통한 평가 방법의 단점을 보완하면서 시험측정으로 구하기 어려운 기계적 특성을 분석하기 위하여, 전산코드를 사용하여 핵연료다발의 기계적 구조해석을 수행하는 방법을 개발하고 있다. 구조해석시 시험 결과를 분석하면서 핵연료다발의 모델링을 수행하는 것이 해석 결과의 신뢰성을 향상시킬 수 있는 최선의 방법이다. 본 연구에서는 중수로용 개량핵연료 검증시험 분야에서 CANFLEX 핵연료다발들을 이용하여 얻은 double side-stops strength test 결과를 참조하여, 본 구조해석의 신뢰성을 제고하면서 시험에서 측정할 수 없었던 물리적 현상들을 규명하고자 하였다.

CANFLEX 핵연료다발의 구조해석에서 우선적으로 중요하게 고려하는 것이 핵연료다발 구조해석 모델링이며, 이것은 해석 결과에 많은 영향을 미치게 된다. 본 연구에서는 '93 년도 연구보고서 [20] 의 1차 건전성 예비해석에서 적용된 CANFLEX 핵연료다발의 모델링을 참고로 하여, 그 당시와 비교하여 설계가 변경된 내용, 물성치 그리고 구조 등을 새로이 수정 및 보완하여 새로운 모델링을 작성하였다. 본 핵연료다발의 건전성 평가 해석에 사용된 프로그램은 세계적으로 널리 이용되고 있는 범용 구조해석 전문 ANSYS(5.0, 5.1 version) 코드 [21] 이다.

가. 해석모델링

핵연료다발 교체시 핵연료장전기 측면정지기에 지지되는 일련의 핵연료다발 들은 냉각수 유동에 의한 견인력(drag force) 을 받게 된다. 이 견인력은 해석 모델링의 주하중이다. 이때 냉각수 유로관 내에서 모두 13개 핵연료다발 열이 견인력을 받게 된다. 각 다발에 대한 모델은 봉단접합판, 접합판과 핵연료봉 사이의

용접, 핵연료봉 열(fuel rod string), 간격체, 그리고 하류방향 마지막 다발의 끝단을 지탱하는 측면정지기로 구성된다. 해석모델링을 위한 주요한 가정은 아래와 같다.

○ 주요 가정

- ① 수력학적 견인력은 각 핵연료다발의 간격체 위치에서 축방향 (z)으로 균일하게 작용한다.
- ② 압력관과 핵연료다발의 지지체는 본해석의 모델링에서 고려하지 않는다. 단지 모델링의 경계조건을 이용하여 효과적으로 고려될 수 있도록 한다.
- ③ 13개 핵연료다발들은 모두 동일한 선상(line)에 위치하며, 아울러 각 다발의 연료봉도 역시 같은 선상에 위치한다. 즉, 모든 연료봉의 배열이 축방 향으로 동일하다.
- ④ 인접한 핵연료다발들의 봉단접합판은 완전하게 접촉(full contact)한 것으로 하며, 접촉 부위에 굴곡은 없는 것으로 한다.
- ⑤ 핵연료다발 사이의 상호 연결부분은 축방향 하중만 받는다고 가정하여 유한요소 모델링을 고려할때 rigid truss(spar) elements 로 한다.
- ⑥ 핵연료다발 열은 축방향 변위만 허용하고 견인력으로 유발될 다발 열의 buckling 은 무시한다.

○ 유한요소 모델

- ① 본 모델의 절점 좌표 위치는 3차원 원주좌표(r, θ, z)계를 사용하여 선정하였고, 13개 핵연료다발 전체와 측면정지기의 유한요소 모델은 8,450개의 절점과 11,085개의 요소로 구성하였다.
- ② 핵연료다발의 봉단접합판을 3차원 탄성보 요소 (3D elastic beams : BEAM4) 로 설정하고 전체 절점 수를 217개로 취하였다. 이 절점들의 배열은 아래와 같다.
 - outer ring nodes: 21 rod locations, 42 weld locations, 21 mid-locations between neighboring rods

- interm. ring nodes: 14 rod locations, 28 weld locations, 14 mid-locations between neighboring rods
 - inner ring nodes: 7 rod locations , 14 weld locations, 7 mid-locations between neighboring rods
 - center nodes: 1 rod location, 2 weld locations
 - radial web nodes : 42 locations.
- ③ 핵연료봉 피복관과 봉단접합판 사이의 용접을 모사하기 위해 용접접합 부위를 3차원 탄성보 요소 (BEAM4) 로 모델링하고 피복관의 Young's modulus E 값에 1,000배를 곱하여 재료의 특성을 매우 rigid 하게 고려하였다.
 - ④ 핵연료봉은 피복관내에 소결체가 채워진 것으로 하여 그 핵연료봉의 관성모멘트를 산출하였고, 3차원 탄성보 요소 (BEAM4) 를 적용하고 모두 6개의 축방향 요소(segment)로 나누었다.
 - ⑤ 간격체를 rigid truss element (LINK1) 로 간주하고 3개 자유도 (translational degree of freedom) 로 고려하였다.
 - ⑥ 측면정지기와 봉단접합판과의 연결을 위하여 3차원 탄성보 요소 (BEAM4) 를 역시 적용하였다.
 - ⑦ 두 개의 핵연료다발에서의 인접한 봉단접합판 사이의 연결부위는 rigid truss (LINK1) 로 모델링되며, 축방향의 하중전달이 고려되었다.
 - ⑧ 나머지 12개 핵연료다발들의 모델은 위에서 기술한 유한요소모델을 동일하게 복제하여 작성하였다.

○ 경계 조건 및 하중 조건

- ① 측면정지기 위치의 절점에서는 축방향 변위 이동을 허용 않는다.($U_z=0$)
- ② 모든 핵연료다발의 두개 봉단접합판 위에 있는 중심절점에서 transverse displacement(U_x , U_y)는 허용하지 않는다. 축방향(z-axis)의 뒤틀림 (rotation) 도 허용하지 않는다.

- ③ 냉각수의 견인력으로 발생하는 하중은 각 다발의 43개 간격체 절점에 축 방향으로 균일하게 작용한다.
- ④ 2개 측면정지기로 13개 핵연료다발 열이 지지될 경우에 작용되는 최대 하중은 12,010 N 인데 [22], 이 하중은 13개 다발의 모든 간격체 절점 각각에서 축방향으로 21.5 N 만큼 동등하게 분산 작용된다.
- ⑤ 1개 측면정지기로 13 개 핵연료다발 열이 지지될 경우에 작용되는 최대 하중은 7,360 N 이며, 이때 각절점에서의 하중은 13.1 N 이다.

나. 구조 해석

본 핵연료다발의 기계적 건전성 해석 모델링은 범용 구조해석 코드인 ANSYS 5.0 과 5.1 version 에 적합하도록 구성하였다. 13개 핵연료다발 열의 3차원 탄성보와 rigid truss 요소 모델의 절점 수는 8,450 개이고 요소 수는 11,085 개이다. ANSYS 코드의 계산은 정역학으로 하였으며, 계산시간은 HP-755 workstation 에서 대략 300초 정도 소요되었다.

ANSYS 코드의 Preprocessor(PREP7) 에서 구한 모델링 결과가 그림 2.15 ~ 2.17 에 나타나 있다. 즉, 그림 2.15 에는 측면정지기에 인접한 하류방향 마지막 핵연료다발 봉단접합판의 217개 절점과 경계조건인 측면정지기 절점들(N1-N8) 이 나타나 있고, 그림 2.16 에는 핵연료다발 간격체 위치에서의 43 개 절점들이 표시되어 있다. 그림 2.17 에는 전체 13개 핵연료다발 열의 3차원 기하학구조 모델이 도시되어 있다.

핵연료다발의 기계적 건전성을 해석하기 위해 핵연료다발들의 봉단접합판과 핵연료봉 열에서의 형상 변화를 예측할 수 있는 변위(displacements), 재료의 기계적 건전성을 예측할 수 있는 응력 값(stress) 그리고 핵연료다발의 각 부위에 미치는 하중(force)을 구하였다. 이들 변위, 응력 그리고 하중 값들은 2개 측면정지기와 1개 측면정지기를 적용하였을 경우에 대해 각각 계산되었다.

ANSYS 5.1
 JUL 1 1995
 09:43:40
 PLOT NO. 4
 DISPLACEMENT
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 RSYS=0
 DMX =1.948
 U
 ROT
 NMOM
 SCOR
 RMOM
 *DSCA=4
 ZV =1
 DIST=85.571
 XF =0.359624
 YF =4.529
 ZF =3.875
 A-ZS=34.715
 CENTROID HIDDEN

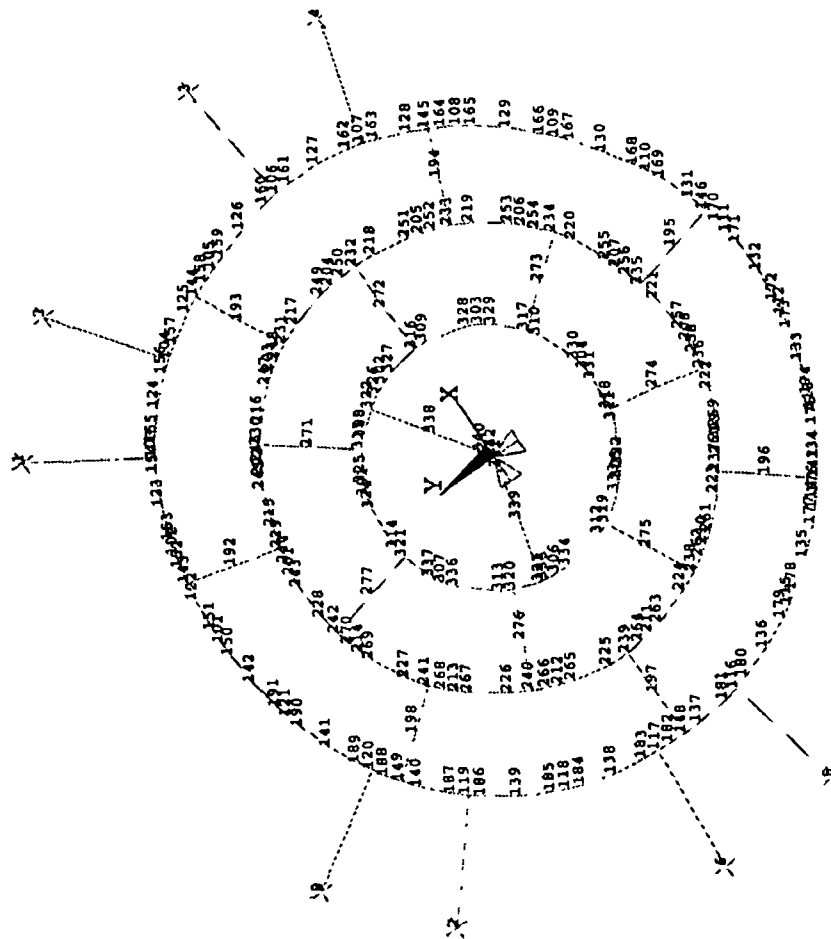


Fig. 2.15 FEM Model of Endplate and Side-stop

STRUCTURE ANALYSIS OF CANFLEX BUNDLE BY ANSYS CODE

ANSYS 5.1
 JUL 1 1995
 09:44:04
 PLOT NO. 8
 DISPLACEMENT
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 RSYS=0
 DMX =2.003

 *DSCA=4
 ZV =1
 DIST=67.141
 XF =0.388525
 YF =-1.886
 ZF =-241.386
 A-ZS=34.715
 CENTROID HIDDEN

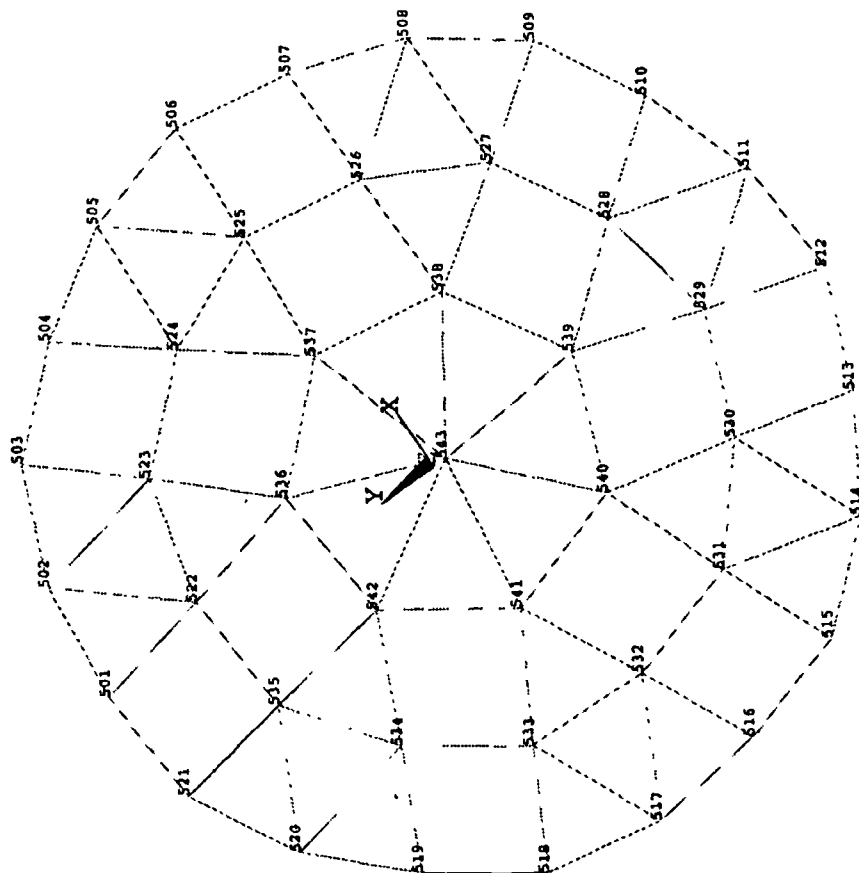


Fig. 2.16 FEM Model of Fuel Bundle Spacers

STRUCTURE ANALYSIS OF CANFLEX BUNDLE BY ANSYS CODE

ANSYS 5.1
 JUL 1 1995
 09:38:31
 PLOT NO. 1
 ELEMENTS
 TYPE NUM
 XV = -0.125
 YV = 0.64952
 ZV = 0.75
 DIST=1844
 XF = 0.085625
 YF = 3.716
 ZF = -3221
 A-ZS=34.715
 CENTROID HIDDEN

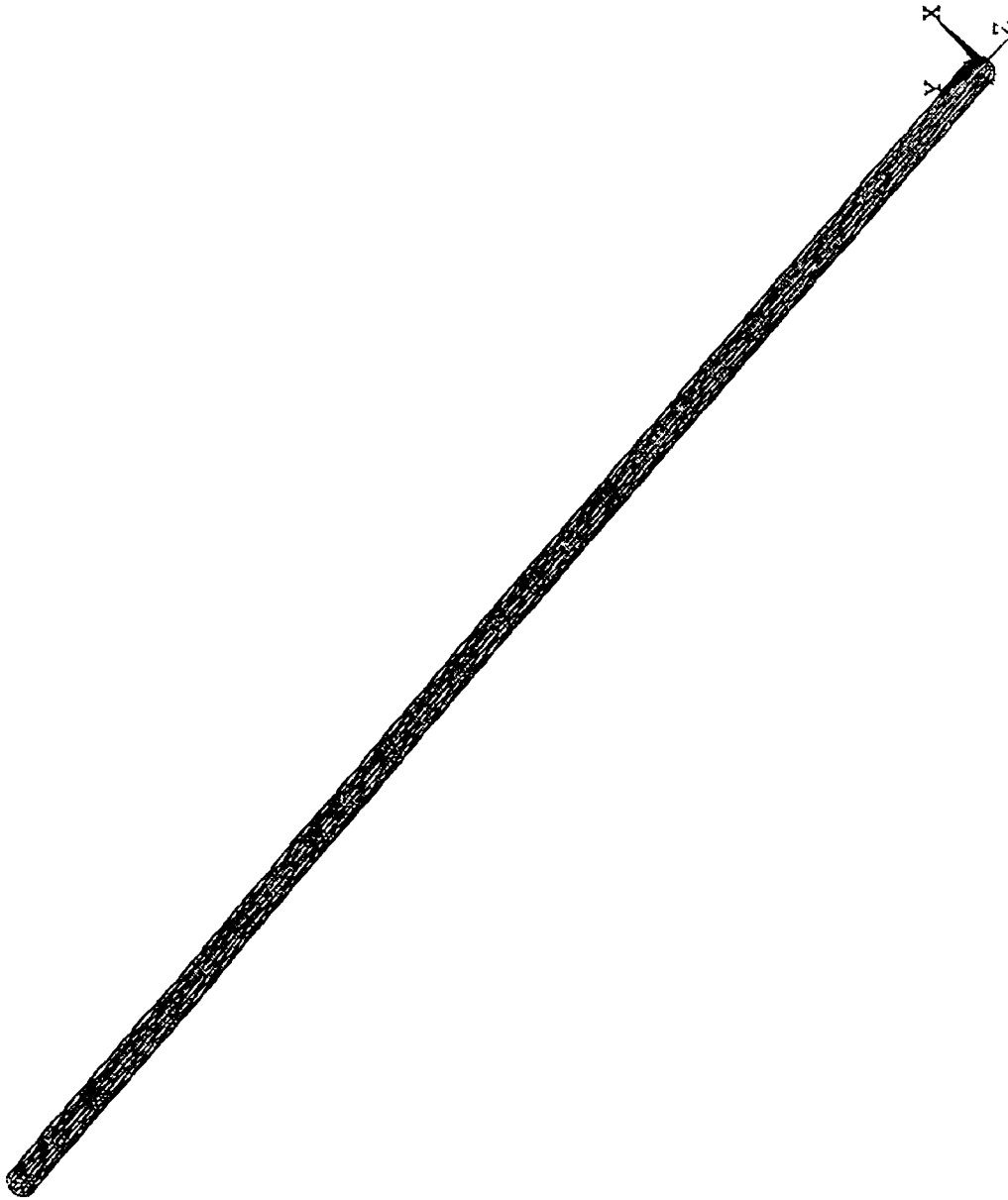


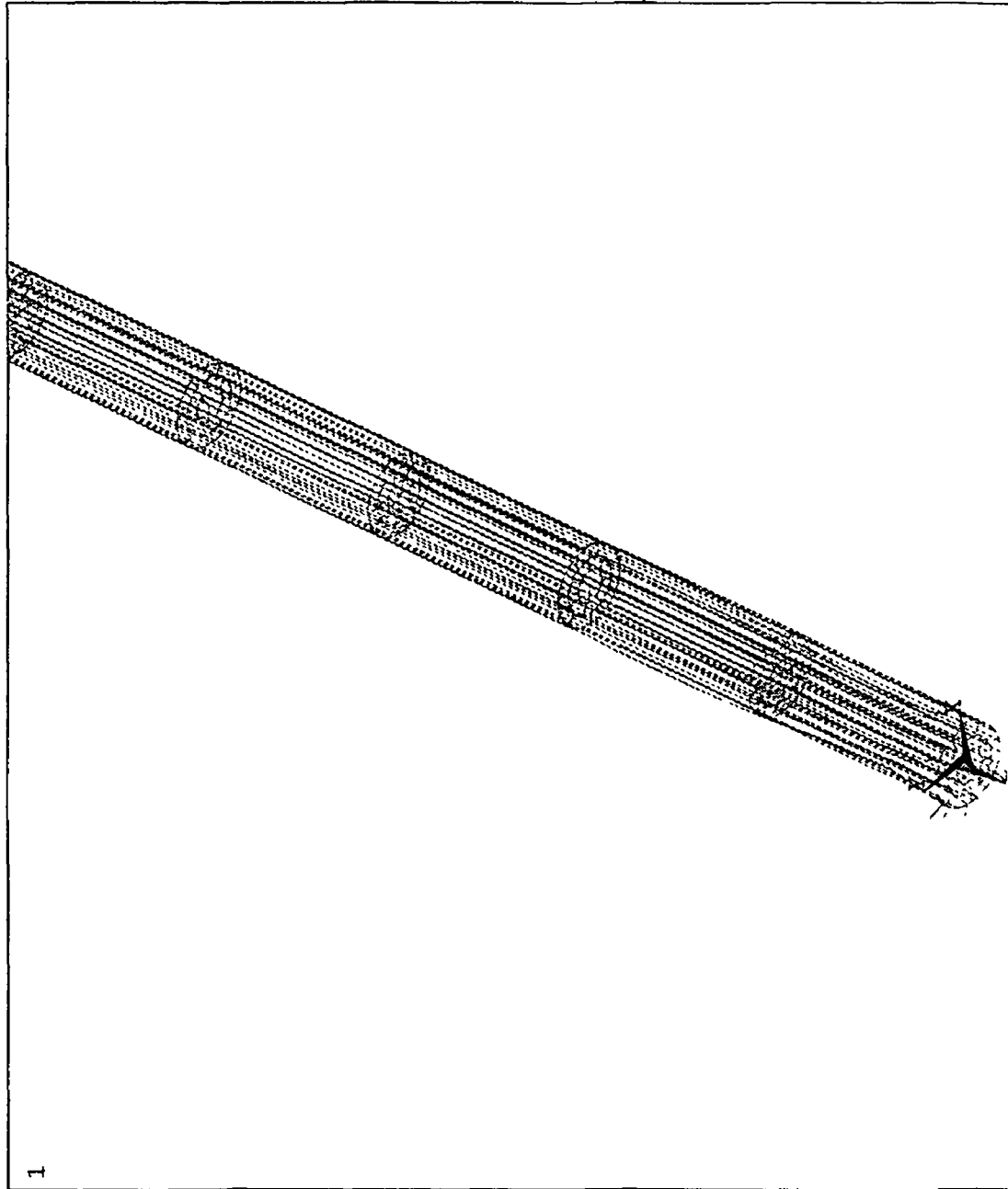
Fig. 2.17 3D FEM Model of 13 Fuel Bundles

STRUCTURE ANALYSIS OF CANFLEX BUNDLE BY ANSYS CODE

다. 해석결과 및 토의

CANFLEX 핵연료다발의 설계자료 생산과 건전성을 입증하기 위한 기계적 구조해석을 수행한 결과는 13개 핵연료다발 주요 부위의 각 절점 및 요소 위치에서의 변위, 하중 및 응력 값이다.

2개의 측면정지기가 핵연료다발 #1 의 유동 하류 쪽에서 핵연료다발 열을 지지할 경우 핵연료다발들의 변위 모양은 그림 2.18 과 같다. 이 그림은 3차원 (x,y,z) 좌표를 따라 변위된 형상을 보여주고 있는데, 핵연료다발 #2 에서의 변위 모습은 거의 보이지 않지만 핵연료다발 #1 의 유동 하류 쪽에서는 다발의 일부 핵연료봉들이 다발 내부방향으로 휘었고 유동 상류 쪽, 즉, 다발중앙의 간격체 절점의 상부에서는 일부 핵연료봉들이 반경 외각방향으로 약간 변위된 모습을 보인다. 그림 2.19 에서는 다발 #1 의 유동 하류 쪽에서, 변위가 없는 상태와 약간 변위된 후의 모습을 서로 비교하여 보여주고 있다. 이 그림에서는 유동 하류방향 다발 #1 에서의 봉단접합판 및 8개의 측면정지기 절점들에서의 변위가 나타나 있는데, 특히 측면정지기의 8개 절점들이 축방향의 아래쪽으로 모두 일정하게 변위된 모습이 나타나 있다. 이와 같이 측면정지에 의해 지지되는 8개 절점들에서 축방향 변위가 발생됨에 따라, 13개 핵연료다발 열의 전체 변위가 결과적으로 크게 나타났다. 따라서, 계산 결과로 주어진 변위 값에다 이 측면정지기 접촉 위치에서의 변위량을 빼어 주어야만 실제 각 절점에서의 변위 값을 구할 수 있다. 이 방법으로 핵연료다발 #1 의 봉단접합판과 핵연료봉의 접합부위 각 절점에서의 축방향 변위 값 U_z 를 구하여, 그림 2.20 에 나타내었다. 이 그림에서 변위 값이 0.0 으로 주어진 곳이 측면정지기 절점이고, 측면정지기로 부터 거리가 떨어질 수록 변위 값이 다소 커졌는데, 그 최대치는 내환봉과 중심봉 위치에서 0.88 mm 로 나타났다. 이 결과는 실험결과 [1] 인 0.5 mm 변위와 비교적 잘 일치한다. 그림 2.21 은 13개 핵연료다발 열의 각 봉단접합판 외환 위치에서 측면정지기와 가장 인접하게 위치하는 절점(N105)과 중심봉 절점에서의 변위 값과 이들 변위 값들의 차이, 즉, ΔU_z (center-outer) 변위 분포를 나타내고 있다. 이 그림에서 핵연료다발 #1 의 하류방향 봉단접합판에서 변위 값 차이가 가장 크게 나타나다가 핵연료다발 #2 에서 핵연료다발 #13 으로 갈



ANSYS 5.1
 JUL 1 1995
 09:44:25
 PLOT NO. 13
 DISPLACEMENT
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 RSYS=0
 DMX =3.002

*DSCA=4
 XV =1
 YV =1
 ZV =1
 *DIST=566.553
 *XF =-915.564
 *YF =-908.673
 *ZF =-1384
 A-ZS=34.715
 CENTROID HIDDEN

Fig. 2.18 Displaced Shape of Bundle #1 & #2
 (Double Side-stops)

STRUCTURE ANALYSIS OF CANFLEX BUNDLE BY ANSYS CODE

ANSYS 5.1
 JUL 1 1995
 09:45:02
 PLOT NO. 19
 DISPLACEMENT
 STEP=1
 SUB =1
 TIME=1
 RSYS=0
 DMX =3.002

*DSCA=2
 XV =1
 YV =1
 ZV =1
 *DIST=140.278
 *XF =-1024
 *YF =-1032
 *ZF =-1153
 A-ZS=34.715
 CENTROID HIDDEN

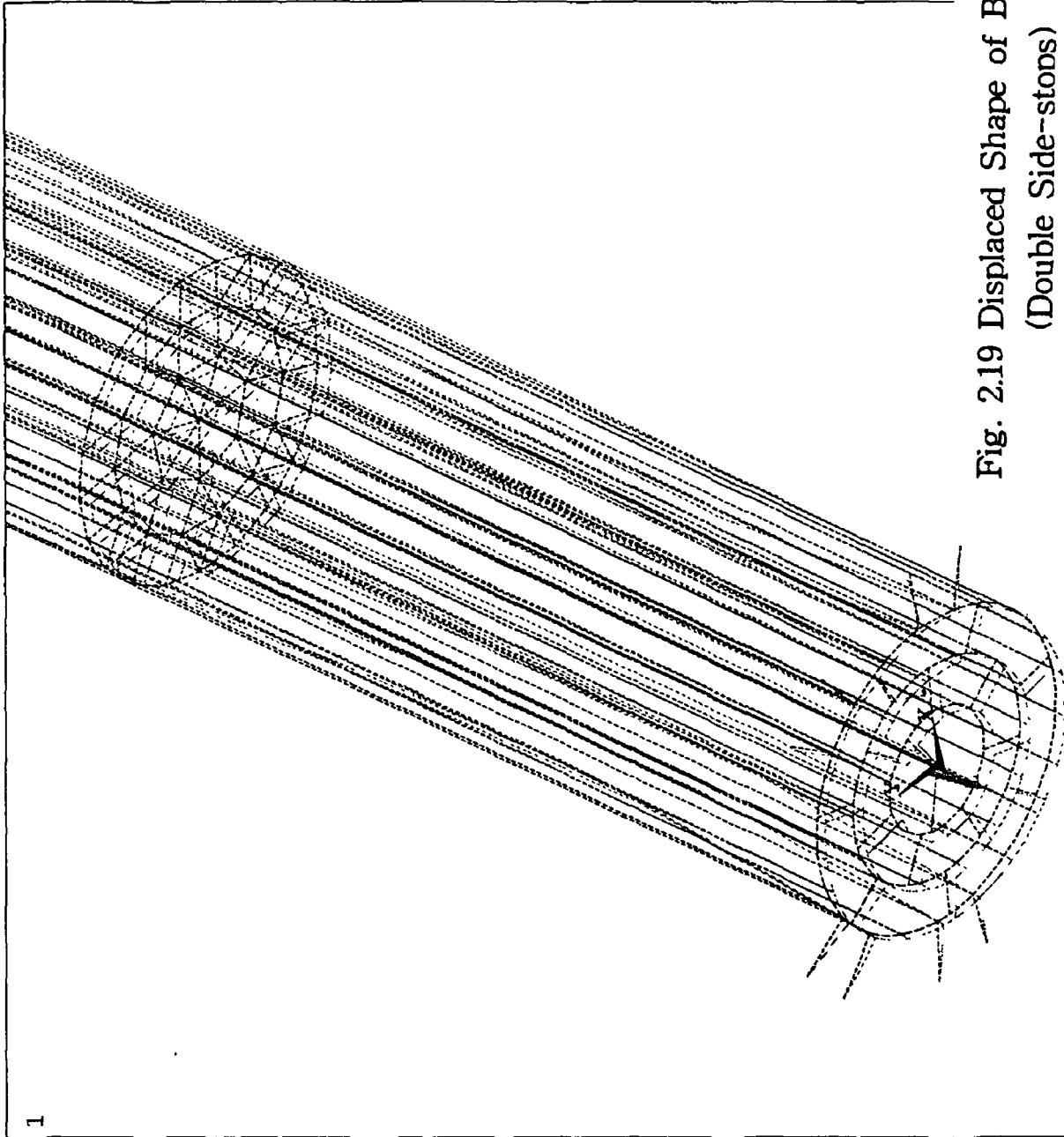


Fig. 2.19 Displaced Shape of Bundle #1 Downstream
 (Double Side-stops)

STRUCTURE ANALYSIS OF CANFLEX BUNDLE BY ANSYS CODE

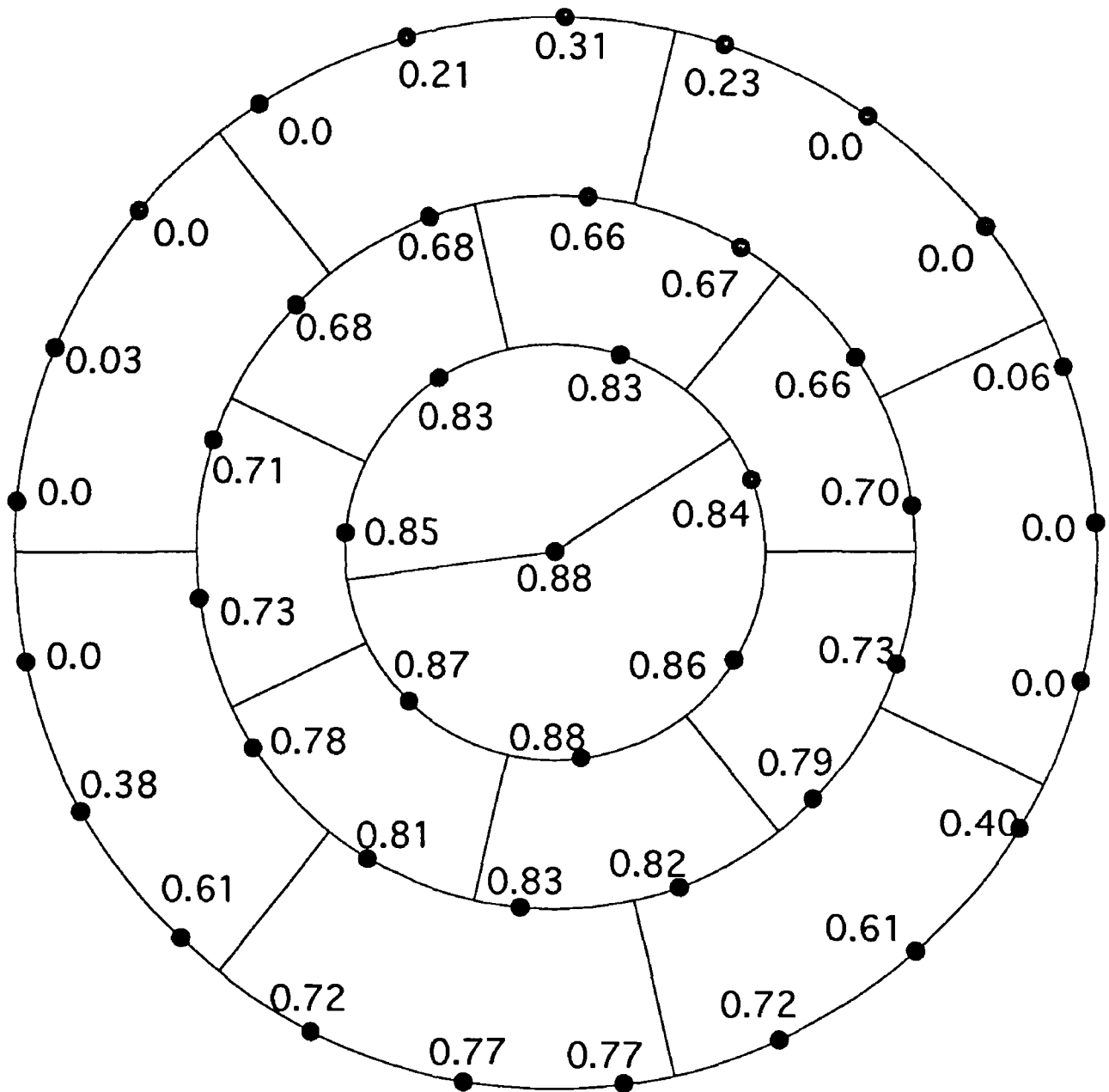


Fig. 2.20 Axial Displacements U_z of Sheath/EP Junction
at Bundle No.1 downstream (Double side-stop)

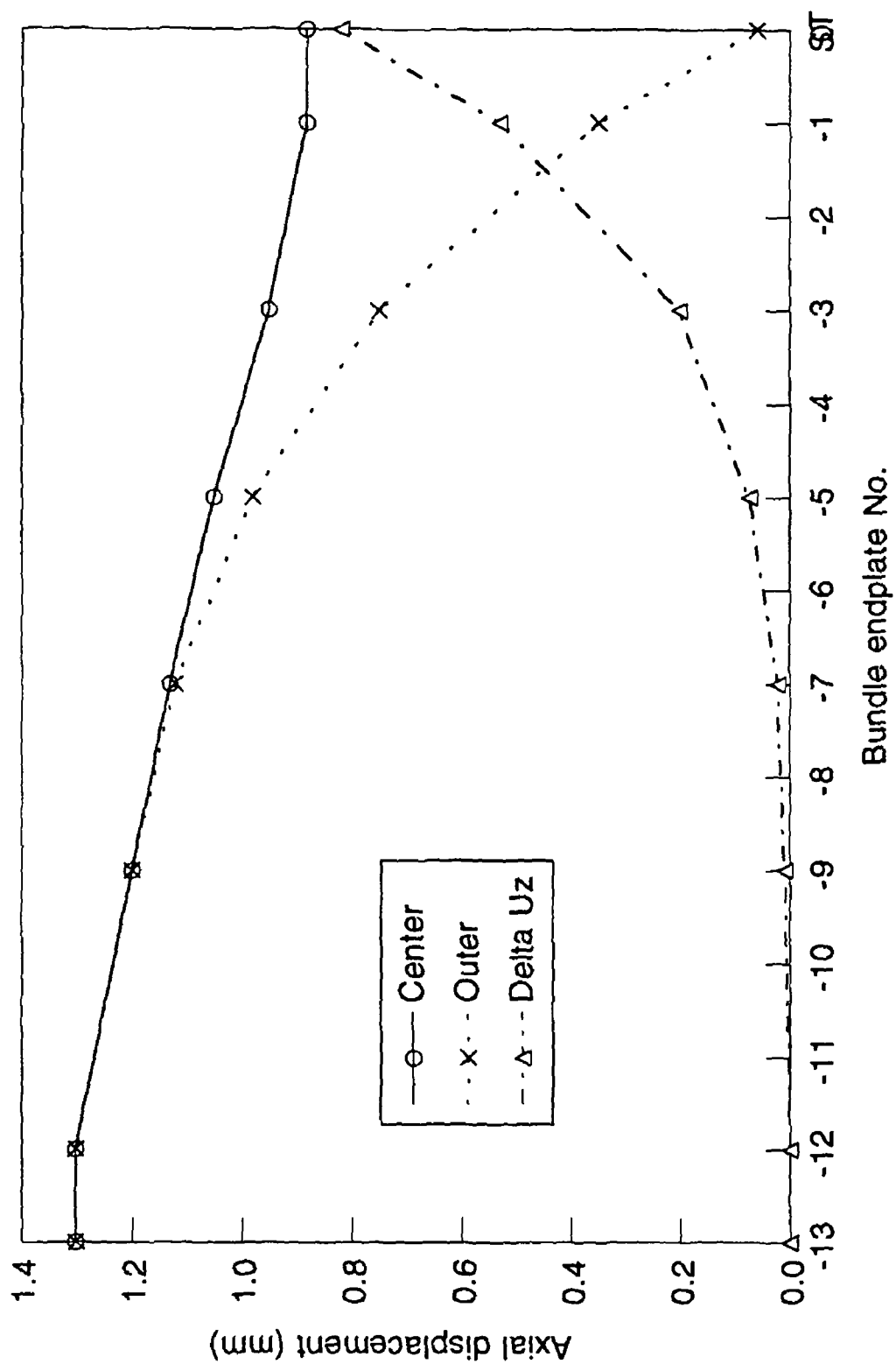


Fig. 2.21 Axial Displacement Distribution of Endplate through Bundle #1 to #13
(Double side-stop side-stop) * (Delta Uz=Outer Uz - Center Uz)

수록 ΔU_z 값이 적어 진다. 이는 유동 하류방향으로 놓인 다발들의 봉단접합판에 견인력이 더 크게 작용하고, 측면정지기와 접촉하는 봉단접합판 외환에서 21개 연료봉 지점의 절점중 8개가 구속되고 나머지가 견인력에 의해 변위되기 때문이다. 따라서, 다발 #1 및 #2 의 봉단접합판에는 약간의 변위가 발생되나, 다발 #3 이후의 봉단접합판에는 사실상 변위가 거의 일어나지 않았다.

그림 2.22 는 압력관 내에서 냉각수 유동으로 발생하는 견인력을 13개 핵연료다발 열의 외환봉, 중환봉, 내환봉, 중심봉들이 각 위치별로 분담하는 분포를 보여주고 있다. 유동 상류방향인 입구쪽 다발 #12 와 #13 에서 견인력이 적게 작용하다가 점점 출구쪽 하류방향으로 갈 수록 증가하여 다발 #1 의 하류방향에서 외환봉에서만 견인력이 10,000 N이상으로 크게 나타났다. 이것은 각 핵연료다발에 작용하는 견인력이 입구 쪽에서 출구 쪽으로 갈수록 중첩 작용하여 이 결과 출구쪽 다발에서 중첩된 큰 힘으로 작용하게 되었기 때문이다. 이 그림에서 중환과 내환봉에서의 값이 외환봉에서의 값보다 상대적으로 적은 것은 환별 핵연료봉 수가 적고 아울러 다발을 고정시키는 측면정지기가 외환봉을 지지하여 이 부분에 견인력이 크게 작용하기 때문이었다. 중환봉의 하중 분포에서 최대 값이 유동 하류방향 다발 #1 에서 보다 다발 #2 및 #3 에서 나타났는데, 이것은 측면정지기가 있는 다발 #1 의 외환에서 힘이 집중적으로 작용하고 중환봉에서는 측면정지기에서 거리가 다소 떨어진 다발 #2, #3 에서 힘이 상대적으로 다발 #1 에서 보다 더 크게 작용하는 현상으로 설명된다. 그림 2.23 에는 유동 하류방향 다발 #1 쪽의 연료봉과 봉단접합판에 걸리는 압축력(compressive force)을 표시하고 있다. 이 그림에서, 압축력은 측면정지기가 있는 위치에서 800 N에서 922 N까지 크게 작용하다가, 측면정지기 위치로부터 거리가 떨어진 곳에서는 20 N 이하의 적은 힘으로 작용하고 있다.

구조해석 결과 그림 2.24 는 유동 하류방향 핵연료다발 #1 봉단접합판에서의 최대응력 (maximum stress, MPa) 을 보여준다. 여기서, 최대 응력값 S_{max} 는 유한요소의 도심에서의 수직응력과 굽힘응력의 합인 $S_{max}=S(dir.)+S(ben.)$ 으로 정의되는데, 측면정지기 위치 근방의 절점들에서 최대 1,486 MPa 까지로 크게 나타났다고 중환과 내환봉에서는 800 MPa 이하로 나타났다. 그림 2.25 에서는 유동 하

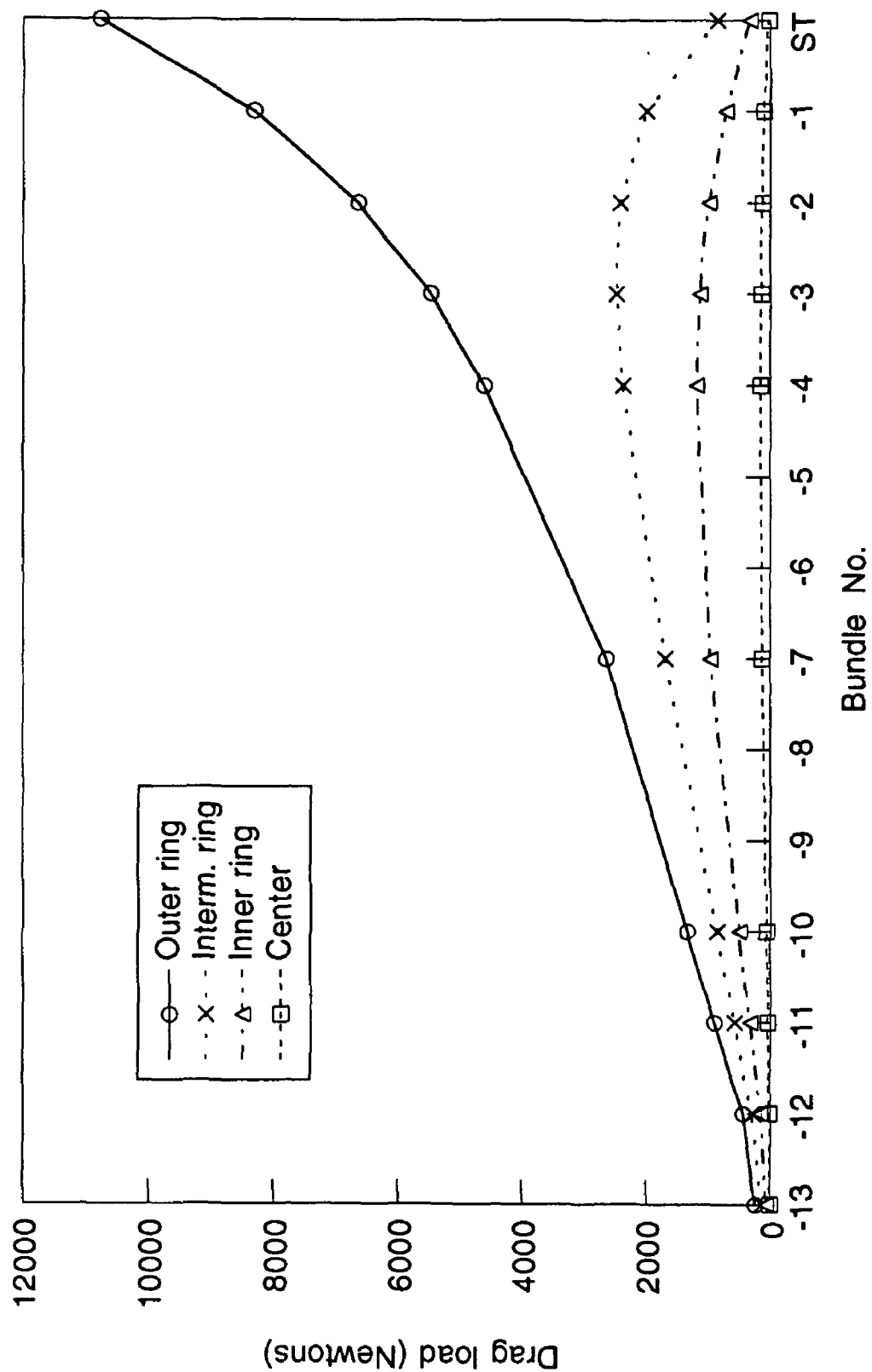


Fig. 2.22 Drag Load Carried by Outer, Intern. & Inner Ring Elements (Double side-stop)

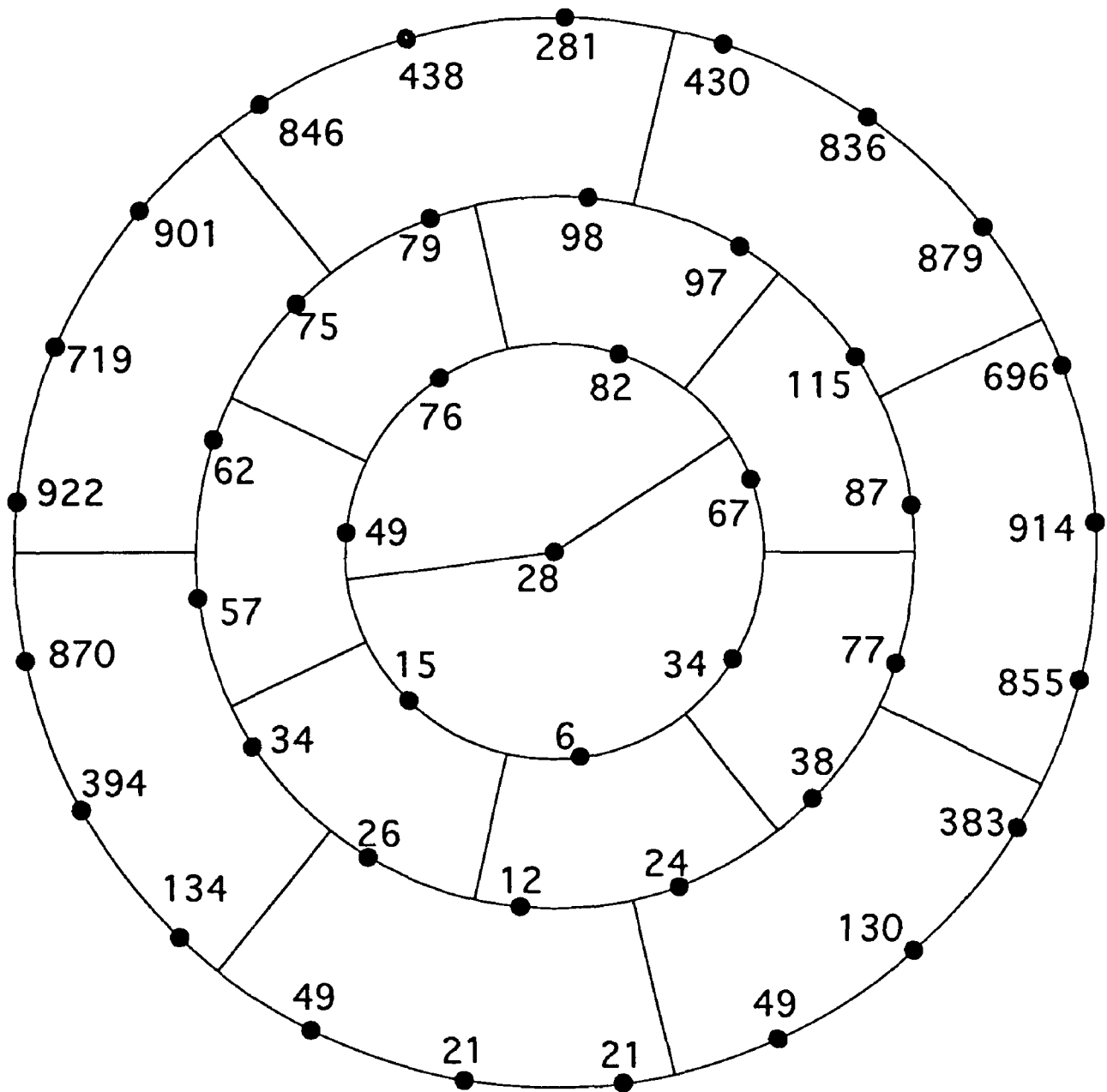


Fig. 2.23 Compressive Forces of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 downstream (Double side-stop)

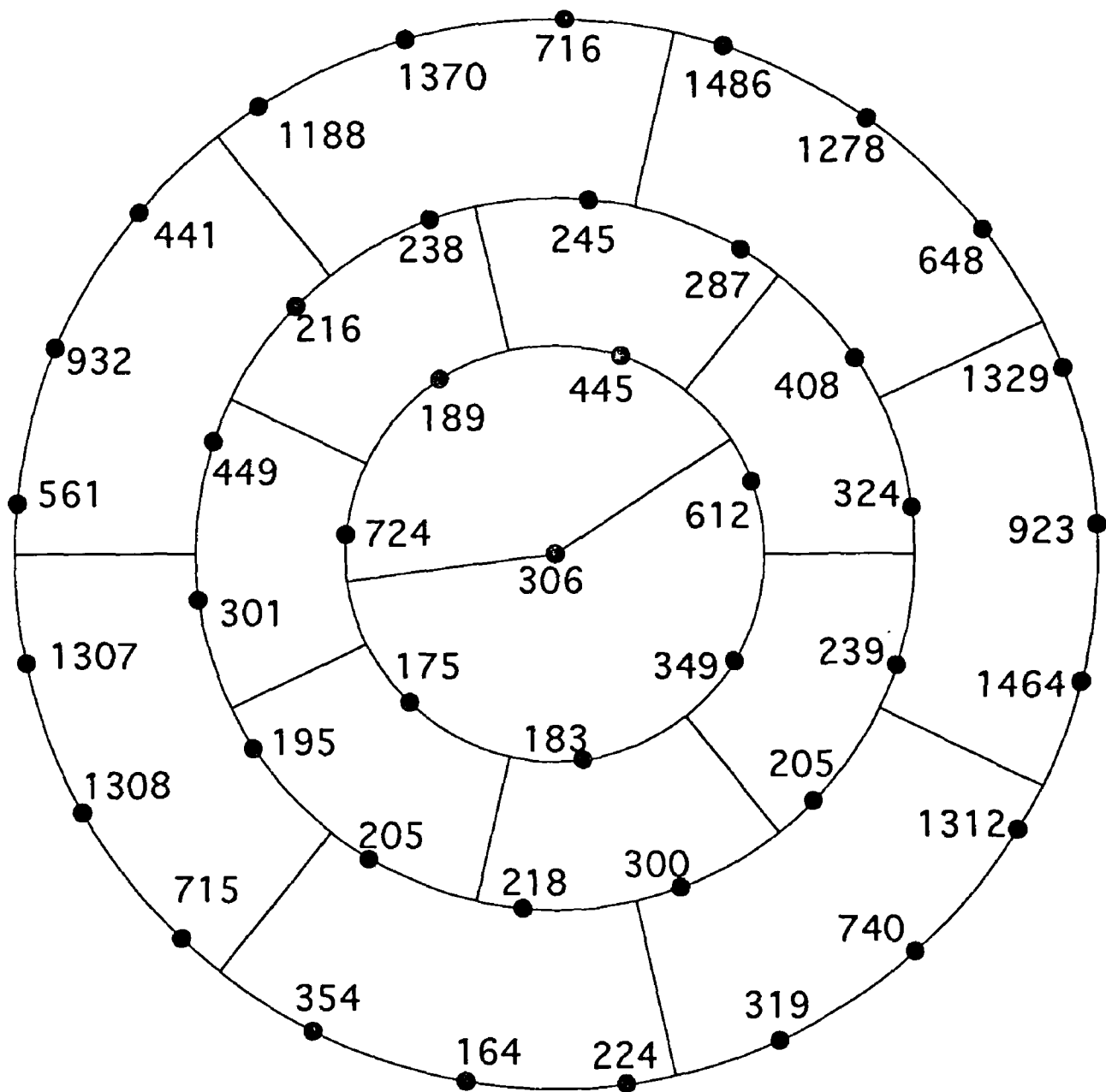


Fig. 2.24 Maximum Stress of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 downstream (Double side-stop)

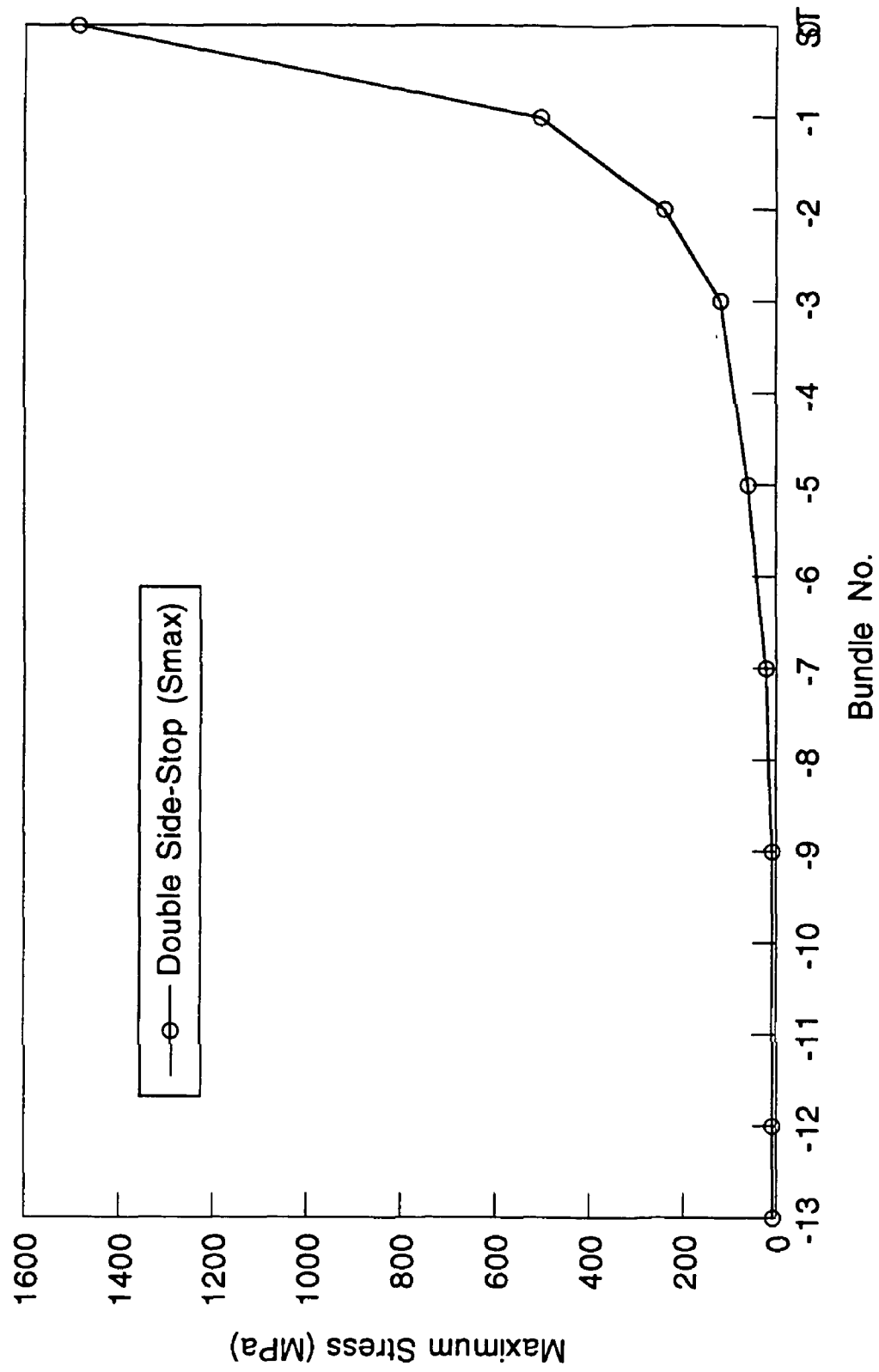


Fig. 2.25 Maximum Stress Distribution of Endplate through Bundle #1 to #13 (Double Side-Stop)

류방향 다발 #1 에서 응력 값이 1,486 MPa 까지 크게 나타났으나 상류방향 다발들로 갈수록 급격히 감소하여 다발 #12 와 #13 에서는 10 MPa 이하로 나타나는 응력 분포(stress distribution)를 보여주고 있다. 이러한 결과는 전체적으로 13 핵연료다발 열중 2개의 측면정지기에 지지되는 다발 #1이 가장 크게 구조적으로 응력을 받는 것을 보여준다.

1개 측면정지기가 핵연료다발열을 다발 #1에서 지지할 경우 핵연료다발들의 변위된 모양은 그림 2.26 과 같다. 이 그림에서, 핵연료다발 #2 의 변위 모습이 거의 보이지 않지만 측면정지기와 접촉한 유동 하류방향 다발 #1 의 일부 핵연료봉들이 내부방향으로 약간 변위된 모습을 보여 주고 있다. 또한 이 그림은 봉단접합판과 4개의 측면정지기 절점들을 보여 주는데, 전체적으로 2개 측면정지기 지지의 경우 보다 약간 더 변위된 모습을 보여주고 있다. 이것은 1개 측면정지기 지지의 경우에는 4개 절점들이 고정되어 있으므로 8개 고정 절점들로 구성된 2개 측면정지기 지지의 경우보다 한쪽 방향으로 약간 더 크게 변위된 모습을 보여준다. 핵연료다발 #1 의 봉단접합판과 핵연료봉 접합부위의 각 절점에서 축방향 변위값 U_z 은 그림 2.27 와 같다. 변위값이 0.0 으로 주어진 4 곳이 측면정지기 절점들이며 측면정지기에서 거리가 떨어질 수록 변위 값이 크고 최대치는 측면정지기 반대쪽 외환봉 위치에서 1.11 mm 로 나타났다. 다발 #1 의 봉단접합판이 축방향으로 1.1 mm 정도의 변위되는 것으로 나타났지만, 봉단접합판의 직경이 91.6 mm 인 점을 고려한다면 이 정도의 변위 값은 매우 적다고 할 수 있다. 따라서 봉단접합판의 1.1 mm 정도 변위는 구조적 건전성에 영향을 미치지 않는다고 판단할 수 있다.

그림 2.28 에는 유동 하류방향 다발 #1 의 봉단접합판에 걸리는 압축력을 나타내고 있다. 측면정지기가 있는 위치에서의 최대하중은 870 N 이며 측면정지기 위치로 부터 떨어진 곳에서는 100 N 이하이다. 그림 2.29 에서 1개 측면정지기 지지의 경우 유동 하류방향 핵연료다발 #1 의 봉단접합판에서 최대응력이 나타남을 볼 수 있다. 측면정지기 위치 근방 절점들에서 최대 응력값 1,545 MPa 이 나타나며, 중환봉과 내환봉에서는 응력 값이 700 MPa 이하로 주어졌다. 이것은 측면정지기가 있는 외환봉에 작용하는 힘이 중환봉과 내환봉보다 더 컸기 때문이다. 그림

```

ANSYS 5.1
JUL 1 1995
11:59:47
PLOT NO. 20
DISPLACEMENT
STEP=1
SUB =1
TIME=1
RSYS=0
DMX =3.77

*DSCA=2
XV =1
YV =1
ZV =1
*DIST=140.25
*XF =-1031
*YF =-1032
*ZF =-1152
A-ZS=34.715
CENTROID HIDDEN

```

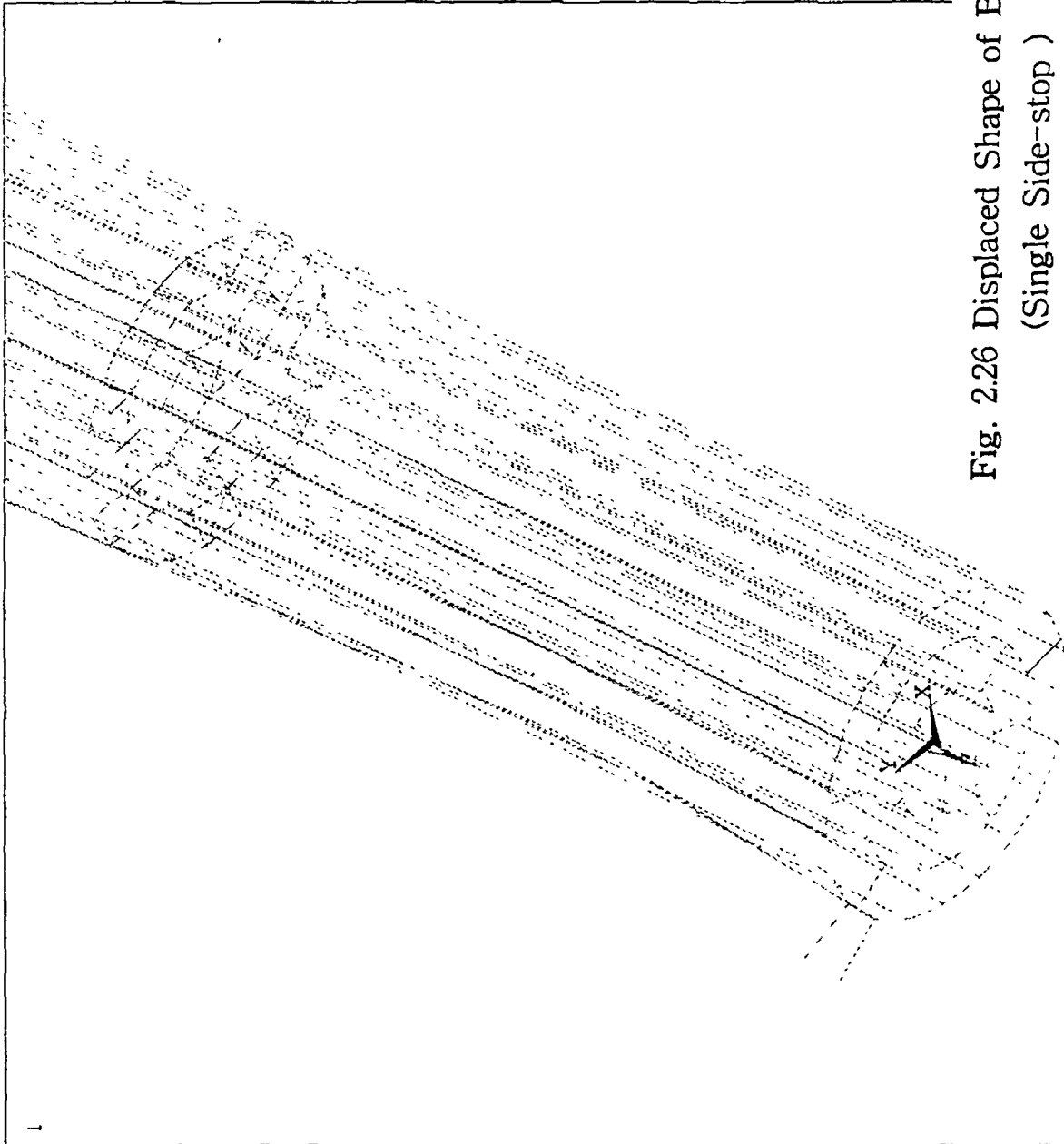


Fig. 2.26 Displaced Shape of Bundle #1 Downstream
(Single Side-stop)

CANFLEX BUNDLE STRENGTH ANALYSIS BY ANSYS CODE

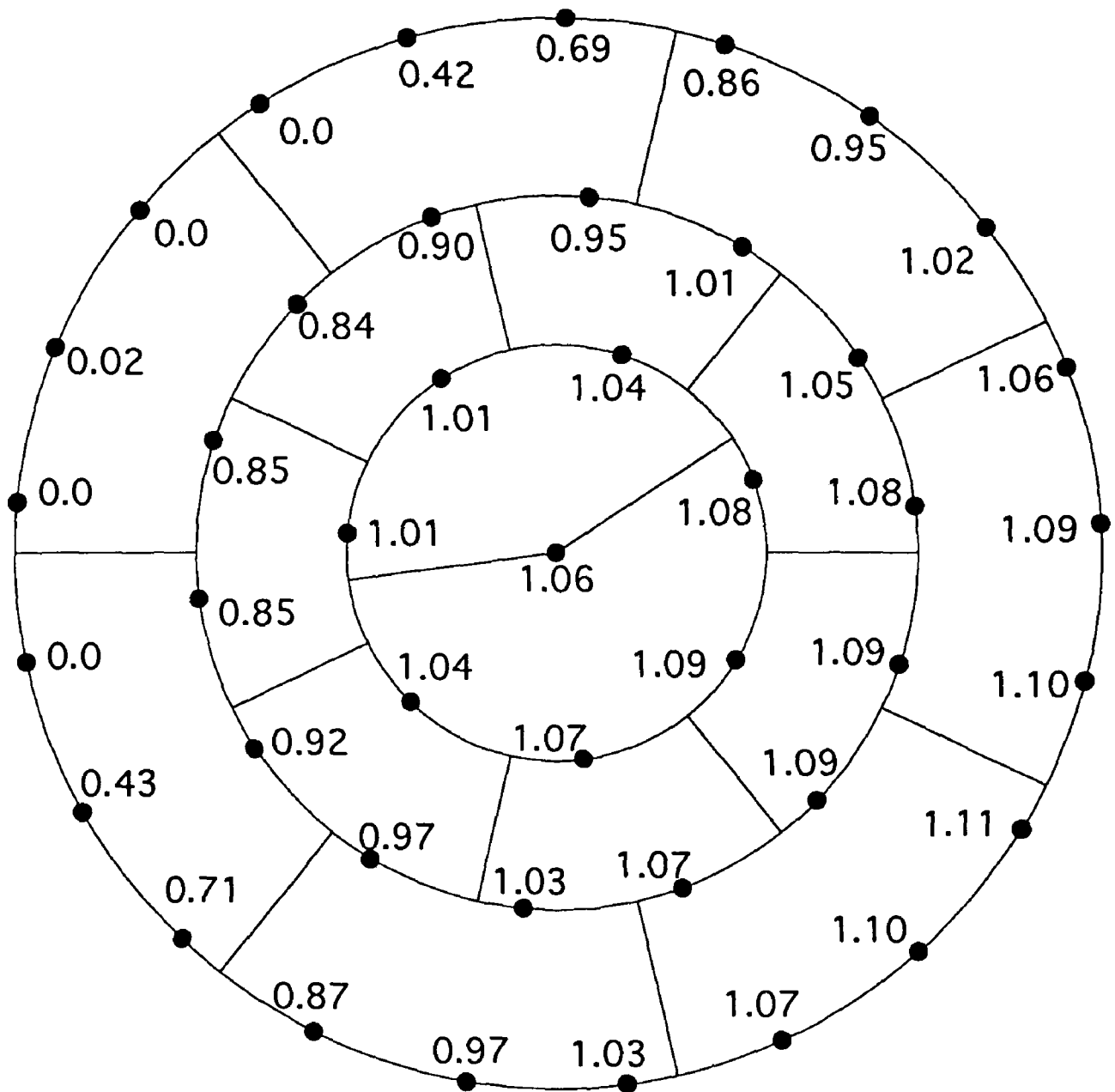


Fig. 2.27 Axial Displacements U_z of Sheath/EP Junction
at Bundle No.1 downstream (Single side-stop)

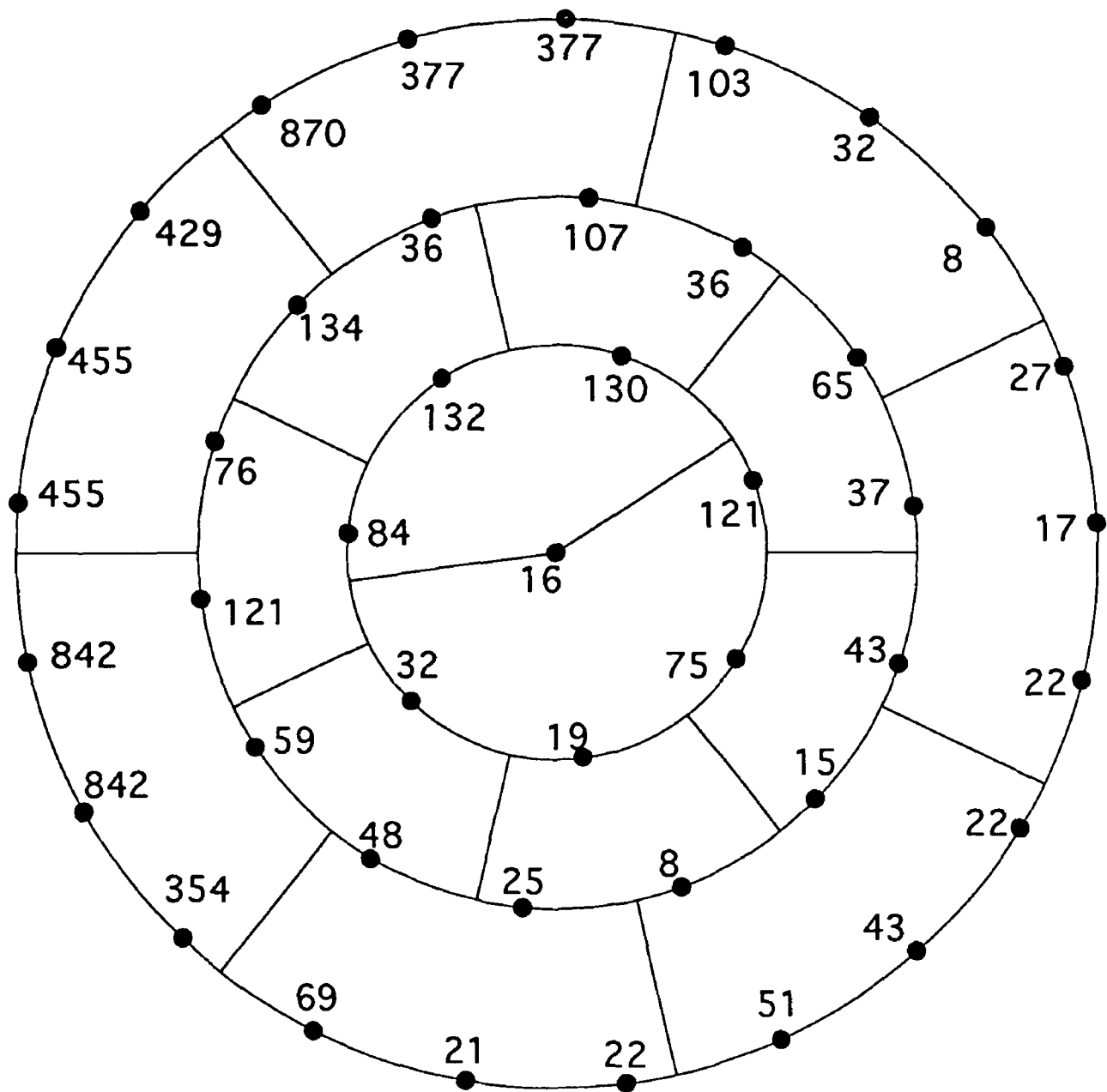


Fig. 2.28 Compressive Forces of Sheath/Endplate Junction
Bundle No.1 downstream (Single side-stop)

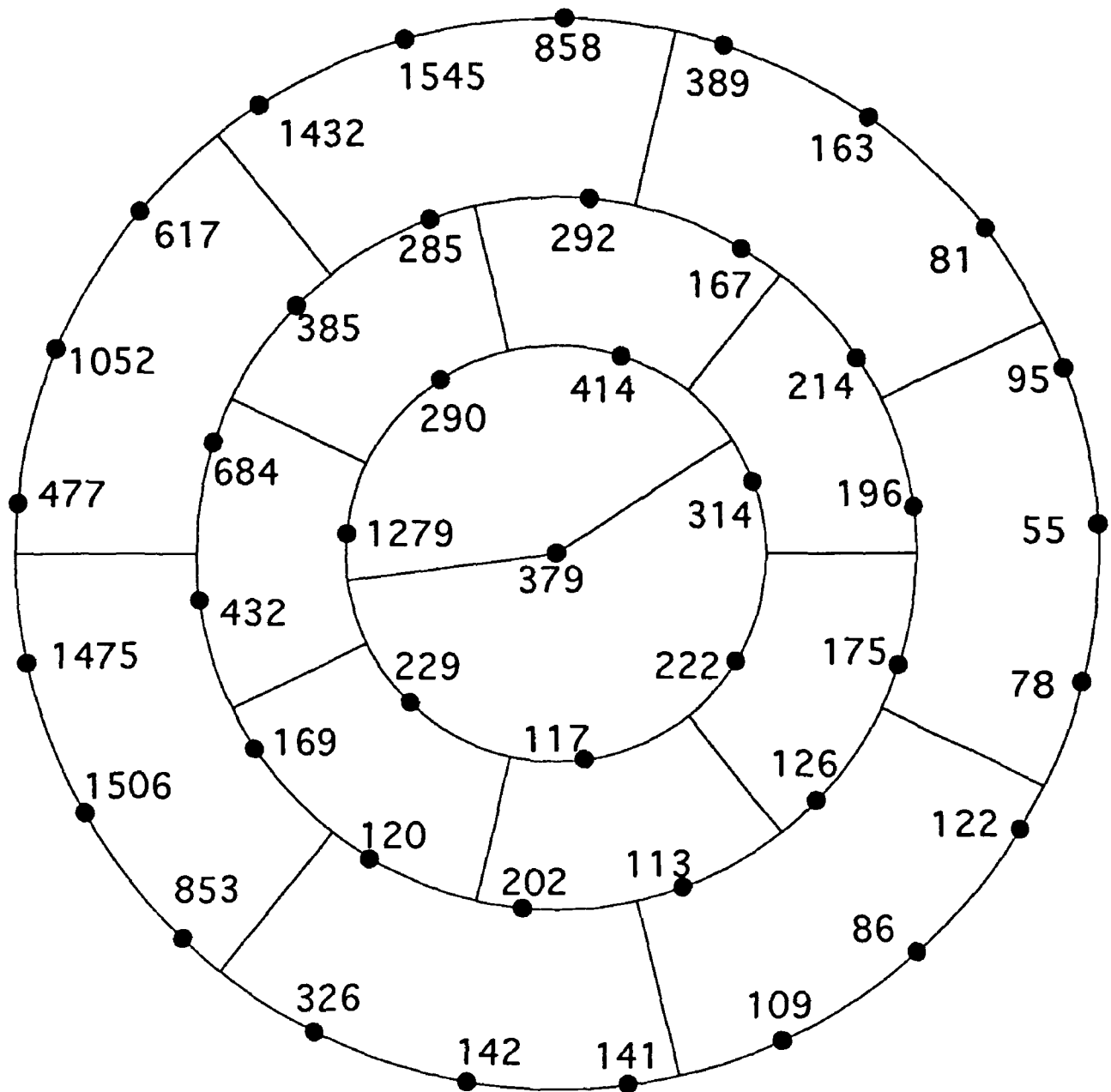


Fig. 2.29 Maximum Stress of Sheath/Endplate Junction at Bundle No.1 downstream (Single side-stop)

2.30 은 응력 값이 유동 하류방향 다발 #1 에서 최대로 나타나고 상류방향으로 갈수록 급격히 감소하여 다발 #12 및 #13 에서 10 MPa 이하로 나타나는 분포를 보여주고 있다. 이 결과를 통해, 전체 13개 다발 열중 측면정지기로 지지되는 다발 #1 이 가장 크게 구조적으로 응력을 받는 것임을 알 수 있다.

표 2.9 는 CANFLEX 핵연료다발의 기계적 건전성 평가를 위한 구조해석 결과인 유동 하류방향 다발 #1의 봉단접합판에서의 최대 압축력, 변위 그리고 응력 값을 2개 측면정지기가 지지하는 경우와 1개 측면정지기가 지지하는 경우에 대해 비교하여 보여 준다. 계산시 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우에서의 견인력은 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우보다 작게 고려하였다. 이 결과로 1개 측면정지기로 지지되는 경우에서의 축방향 압축하중이 2개 측면정지기로 지지되는 경우의 축방향 압축하중보다 작게 나타났다. 그러나, 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우의 최대 변위값이 1.11 mm 로 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우보다 약간 크게 나타났는데, 이는 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우에 모두 8개 고정위치를 갖는 반면 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우에 고정위치가 4개이므로 고정되지 않은 반대쪽에서 부분적으로 변위량이 크게 나타났기 때문이다. 또한, 최대 응력값에서 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우가 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우보다 약간 크게 나타났는데, 이것도 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우의 고정위치가 한쪽에만 치우쳐 있어서 부분적으로 응력 값이 다소 증가했기 때문이다. 전체적으로 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우가 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우보다 약간 큰 값으로 나타냈는데, 이결과는 핵연료다발 열이 1개 측면정지기에 의해 지지되는 경우가 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우보다 구조적 안정면에서 불리함을 보여준다.

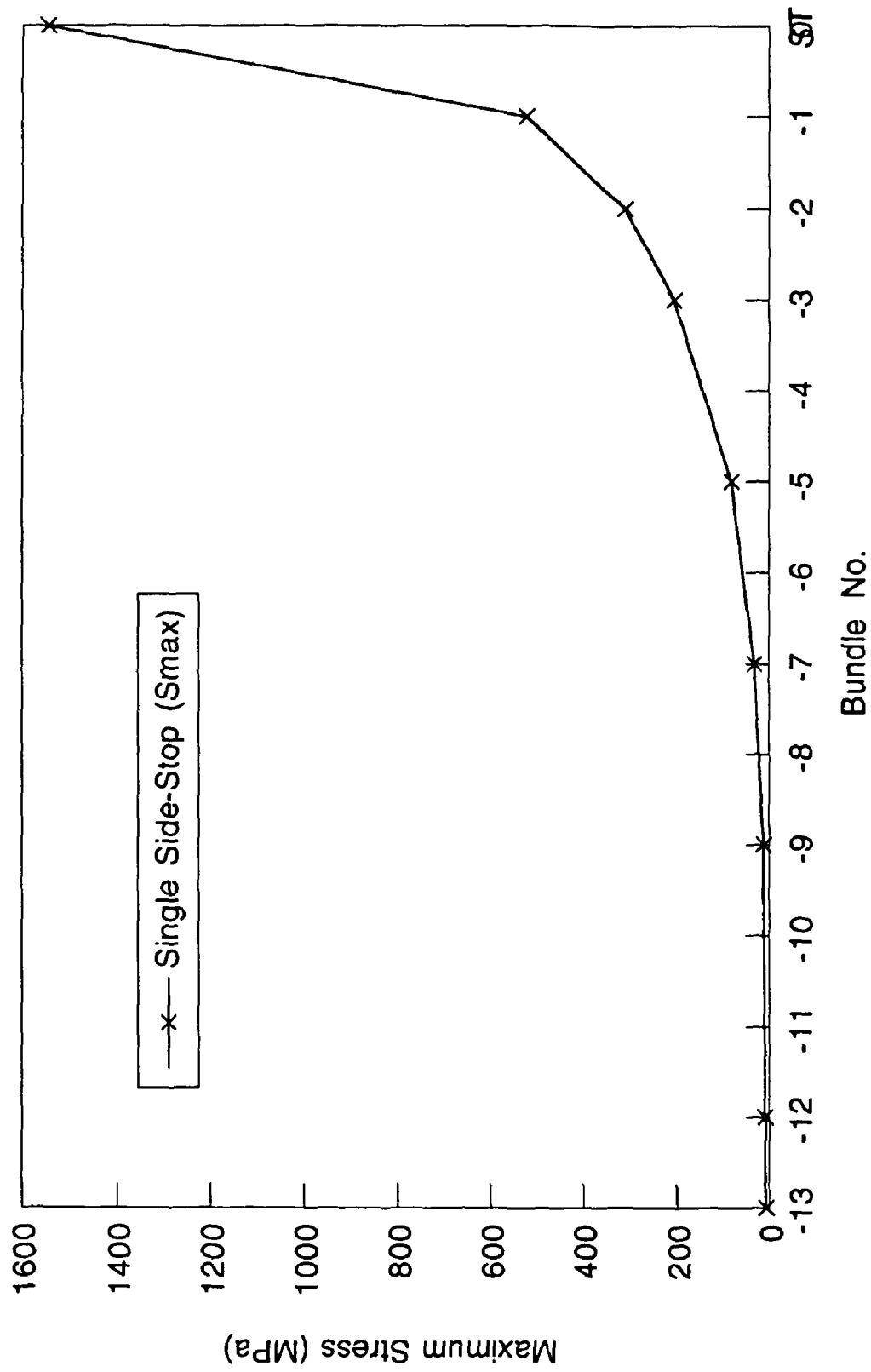


Fig. 2.30 Maximum Stress Distribution of Endplate through Bundle #1 to #13 (Single Side-Stop)

Table 2.9 Summary of Structural Analysis Results for CANFLEX Fuel Bundles

Contents	Double side-stop	Single side-stop
Max. Axial Load (Compressive)	922 N	842 N
Max. Axial Displacement	0.88 mm	1.11 mm
Max. Stress	1486 MPa	1545 MPa

5. CANFLEX-NU 핵연료 설계문서

AECL 과의 합의에 의해 설계 및 시험에 관한 주요 문서들을 "baseline document" 로 규정하고, 이들 문서들을 KAERI/AECL 공동 검토 과정을 통해 확정한다. 다음은 CANFLEX Baseline Document 들의 작성 현황을 기술한 것이다.

○ CANFLEX-NU Reference Drawing (설계도)

1994년 12월 16일 설계도를 확정 승인하였고, 설계도면 작성시 미비점들을 모아 1995년 2월 17일 1차 개정본을 작성 승인하였다.

○ CANFLEX-NU Design Manual (설계지침서)

KAERI/AECL 공동으로 설계지침서를 마련중에 있는데, 현재까지 마련된 내용만을 중심으로 설계지침서의 working version 을 발간할 예정이다. 본 문서는 캐나다에서는 인허가용 문서로 국내에서는 인허가 보조용 문서로 사용될 예정이다.

○ Technical Specifications (기술시방서)

KAERI 와 AECL 은 CANFLEX-NU 핵연료용 기술시방서로, 기존 CANDU 핵연료용 기술시방서의 최신 version 을 사용하기로 합의하였다고, 이를 위해 AECL 은 CANDU 핵연료용 재료시방서를 다음과 같이 KAERI 에게 제공하였다.

- Qualification of Foreign Supplies of CANDU Fuel, TS-XX-37000-3 (Rev.3), Issued 1981 September.
- Core Fuel for a 600 MW CANDU Reactor, TS-XX-37000-4 (Rev.7), Issued 1984 February.
- Natural Uranium Dioxide Powder, TS-XX-37032-001 (Rev.1), Issued 1993 November.
- Depleted Uranium Dioxide Powder, TS-XX-37032-002 (Rev.1), Issued 1993 November.
- Uranium Dioxide Pellets for Reactor Fuel Elements, TS-XX-37351-1 (Rev.0), Issued 1981 October.
- Zirconium Alloy Sheet, Strip and Plate for Nuclear Fuel Applications, TS-XX-37353-1 (Rev.2), Issued 1978 March.
- Zirconium Alloy Bar, Rod and Wire for Nuclear Fuel Applications, TS-XX-37353-2(F) (Rev.2), Issued 1978 November.
- Zirconium Alloy Seamless Tubing for Reactor Fuel Sheathing, TS-XX-37354-1 (Rev.0), Issued 1981 September.
- Graphite CANLUB Coating on Fuel Sheaths, TS-XX-37356-2 (Rev.0), 1981 October.
- Beryllium Brazed Appendage Joints on Reactor Fuel Sheathing, TS-XX-37357-1 (Rev.0), Issued 1981 October
- Standard Specification for Beryllium Metal for Use in Zirconium Braze Alloy, MET-93, 1966 December.

이상의 기술시방서 이외에 CANFLEX-NU 핵연료다발 시방하는 기술시방서를 아래와 같이 작성하고 있다.

- CANFLEX Natural Uranium Fuel Bundle, CFX-37000-TS-001.

본 연구팀에서는 또한 상기 시방서들을 기초로 국내용으로 사용될 기술시방서를 작성하여 발간할 예정이다.

○ Test Specifications (시험시방서)

KAERI 와 AECL 은 다음의 시험시방서들을 현재 작성 및 공동검토 하고 있다.

- CANFLEX Fuel Bundle and CANDU-6 Fuelling Machine Compatibility Tests, CFX-37100-400-001.
- CANFLEX Fuel Bundle Mechanical and Vibration Endurance Tests, CFX-37100-400-002.
- Tests for CANFLEX Fuel Bundle Strength, CFX-37100-400-003.
- Test for Fuel Bundle Pressure Drop, TS-XX-37150-005 Rev.0.
- Fuel Bundle Wear Tests, TS-XX-37150-004 Rev.0.
- Fuel Bundle Cross-Flow Endurance Tests, TS-XX-37150-002 Rev.0.
- Refuelling Impact tests, TS-XX-37150-001 Rev.0.

○ 정부 설계승인 획득 및 시범장전 인허가 획득용 문서

CANFLEX-NU 핵연료의 정부설계승인 획득을 위하여 설계보고서를 준비하고 있으며, 시범장전 인허가 획득을 위하여 재장전 천이노심 안전성 분석 보고서를 준비하고 있다. 또한 지원 문서로 설계해석 보고서와 전산코드 검증 보고서 등을 준비하고 있다.

제 3 절 핵연료다발 평균온도 산출 상관식

1. 개요

중수로심의 3차원 해석용 코드인 RFSP 에서는 다발 평균 핵연료 온도를 통계적 상관식을 사용하여 산출하는데 [13], 이 통계적 상관식은 기존 37개 핵연료봉 다발에 대한 것으로 현재 개발중에 있는 43개 핵연료봉 CANFLEX 다발에 적용될 수 없다. 즉, RFSP 코드를 이용하여 CANFLEX 장전 노심특성 분석을 수행하기 위해서는 기존 상관식이 아닌 CANFLEX 핵연료 다발에 대해 새롭게 구해진 상관식을 사용하여야 한다.

일반적으로 핵연료의 온도는 핵연료의 연소이력, 연소도 및 출력에 따라 변하는데, 특히 출력이 온도 변화에 가장 큰 영향을 주는 것으로 알려져 있다. 현재 중수로용 핵연료봉의 성능해석에서는 ELESIM 코드 [23] 또는 ELESTRES 코드 [3]를 사용한다. 여기에서는 핵연료 온도에 가장 지배적 영향을 미치는 인자인 핵연료다발 출력에 따른 핵연료다발 평균온도를 구하는 통계적 상관식을 37개 핵연료봉 다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발에 대해 동일한 방법을 적용하여 각각 도출한 후, 이전에 ELESIM 코드를 사용하여 AECL 에서 구한 기존 37개 핵연료봉다발에 대한 통계적 상관식과 비교 분석한 결과를 기술한다.

2. 온도 계산용 통계적 상관식 도출 방법

다음과 같은 몇 가지 단계에 따라 핵연료다발 온도계산용 통계적 상관식을 도출하였다. 먼저 핵연료 다발의 연소도 및 출력에 따른 각 핵연료봉별 연소도 및 출력을 구한 다음, 이에 대한 핵연료 온도를 ELESTRES 코드를 사용하여 출력의 함수로 계산한다. 그 다음, 핵연료다발 각 환별 핵연료 부위를 고려한 부피평균 온도를 산출하고, 이 온도들을 이용하여 최종적으로 핵연료다발 출력에 따른 통계적 상관식을 구하였다.

가. ELESTRES 코드용 핵연료봉별 연소이력 산출

코드의 입력자료로 주어지는 핵연료봉 연소이력은 핵연료다발에 대한 연소이력에 각 환별 상대출력비 및 환별 연소도를 고려하여 구해졌다. 이때 핵연료다발에 대한 연소이력은 핵연료다발 설계시 사용하는 high power envelope (Max. 935 kw) [24] 을 기준 출력이력으로 삼고 이를 연소도 구간 0~320 Mwh/kgU 에서 그림 2.31 과 같은 방법으로 변화시키는 방법으로 구해졌는데, 여기에서는 이상의 방법으로 모두 715 가지 연소이력 경우들을 생산하여 사용하였다.

나. 핵연료봉 평균온도 계산

ELESTRES 코드로 부터 계산되는 핵연료 소결체 표면 및 중심에서의 온도 (T_s , T_c) 를 식 (2.1) 에 적용하여 핵연료봉 평균온도 (T) 를 구하였다.

$$T = \frac{T_c + 2T_s}{3} \quad \dots (2.1)$$

다. 핵연료다발 평균온도 계산

각 환별 핵연료 부피를 고려하여, 핵연료다발 부피 평균온도를 식 (2.2) 를 이용하여 구하였다.

$$T_f = \frac{\sum_{i=1}^4 V_i N_i T_i}{V_f} \quad \dots (2.2)$$

여기서,

V_i : 각 환별 핵연료봉의 핵연료 부피 ($i=1,2,3,4$)

N_i : 각 환별 핵연료봉의 갯수 ($i=1,2,3,4$)

T_i : 각 환별 핵연료봉의 평균온도 ($i=1,2,3,4$)

V_f : 단위 핵연료다발의 핵연료 부피 = $\sum_{i=1}^4 V_i N_i$

T_f : 핵연료다발 평균 핵연료 온도.

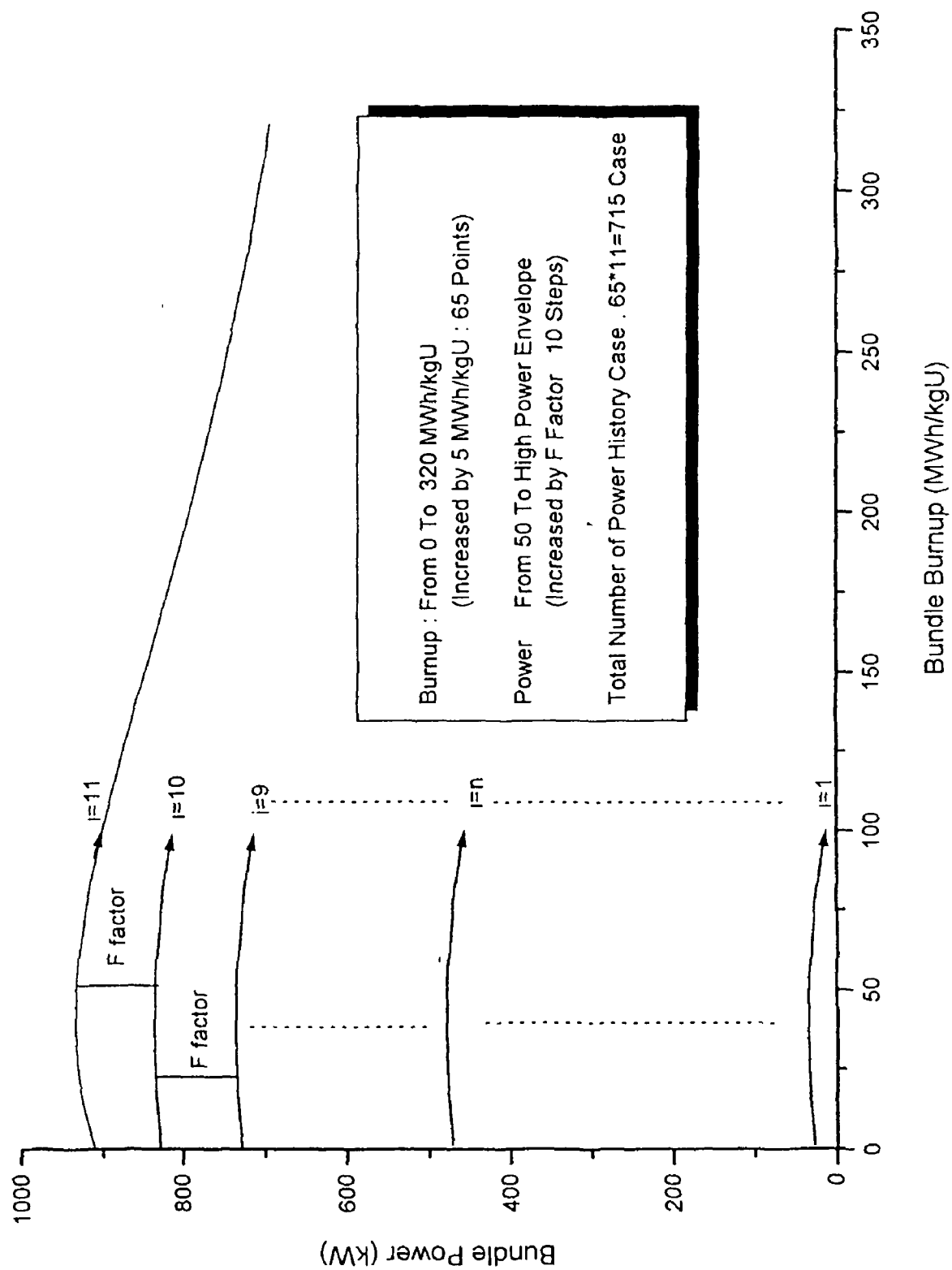


Fig. 2.31 The Methodology for Generating Power Histories for the Use in Deriving the Correlation of Bundle Averaged Fuel Temperature

라. 다발 평균 핵연료 온도들에 대한 회귀분석

상기 가, 나, 다. 의 순서로 계산된 핵연료다발 평균온도들에 대해 2차원 다항식 회귀분석법을 적용하여 출력의 함수로 표현되는 다발 평균온도 산출용 상관식을 도출하였다.

3. 회귀분석 결과

37개 핵연료봉다발 및 CANFLEX-NU 핵연료다발의 다발 평균 핵연료 온도 상관식이 다발 출력의 함수로 다음과 같이 구해졌다.

$$T_b = T_c + A_1 P + A_2 P^2 \quad \dots (2.3)$$

여기서,

P = 다발 출력 (kW),

T_b = 다발 평균 핵연료 온도 (K),

T_c = 냉각재 온도 (K),

이고, 상수 A_1 및 A_2 는 다음과 같다.

	A_1	A_2
37-element bundle	0.244288	0.000393
CANFLEX-NU bundle	0.229997	0.000236

4. 고찰

가. 통계적 상관식들의 비교

현재 RFSP 코드에서 37개 핵연료봉다발의 평균온도 산출을 위해 사용하고 있는 상관식은 아래 식 (5)와 같다.

$$T_b = T_c + A_1 P + A_2 P^2 \quad \dots (2.4)$$

여기서, 상수 A_1 과 A_2 는 0.475181 과 0.000227375 로 주어진다.

출력구간 0~935 kw에서, 37개 핵연료봉다발에 대해 새롭게 유도된 식 (2.4) 의 예측치를 37개 핵연료봉다발에 대한 기존 상관식인 식 (2.3) 의 예측치와 비교하였을때, 새롭게 유도된 상관식인 식 (2.4) 가 기존 상관식인 식 (2.3) 보다 최대 80.47 K 만큼 그리고 평균 59.7 K 만큼 낮게 예측하였음을 알 수 있었다. CANFLEX-NU 다발에 대한 상관식의 예측치와 37개 핵연료다발에 대해 새롭게 유도된 상관식의 예측치를 비교하였을때, CANFLEX-NU 다발의 평균온도가 37개 핵연료봉다발 평균온도 보다 최대 142.58 K 그리고 평균 48.45 K 정도 낮았다. (그림 2.32 참조)

나. 37 핵연료봉 다발에 대한 평균온도 산출용 상관식의 검증

AECL-CRL 의 NRU 원자로에서 수행한 핵연료 온도거동 시험인 FIO-136 의 결과와 [25] 상기 37개 핵연료봉 다발에 대해 새롭게 구해진 상관식 식 (2.3) 의 예측결과를 그림 2.13 에 비교하여 나타내었다. 그림 2.33 에서의 계산 온도범위는 실험에 쓰인 핵연료봉을 출력이 낮은 중심봉으로 간주할 때와 출력이 높은 외한봉으로 고려할 때에 각각 해당되는 핵연료 온도 계산치를 최소 및 최대 로 하여 나타낸 것이다. 그림 2.33 에서, 다발 평균 핵연료 온도 계산치가 실험치와 상당히 잘 일치함을 알 수 있다. 이러한 결과는 본 연구에서 핵연료다발 평균온도 산출용 상관식 도출에 사용한 방법론이 타당함을 입증한다.

다. CANFLEX-NU 다발에 대한 평균온도 산출용 상관식의 검증

현재 43개 핵연료봉 CANFLEX 핵연료다발에 대한 노내시험 온도 측정 자료가 없기 때문에, RFSP 코드를 이용하여 평형 노심상태에서 120 FPD 동안 1/4 노심에 해당하는 핵연료다발들 각각에 대한 연소이력을 전산모의 시험 [6] 을 통해 구한 후, 이때 구해지는 핵연료다발 출력을 핵연료 성능해석용 ELESTRES 코드에 적용하여 다발 평균온도를 구하고 이 결과를 CANFLEX-NU 에 대한 상관식 식 (2.3) 을 이용하여 구한 결과와 비교하였다. 이 결과, 양 계산 온도들이 그림

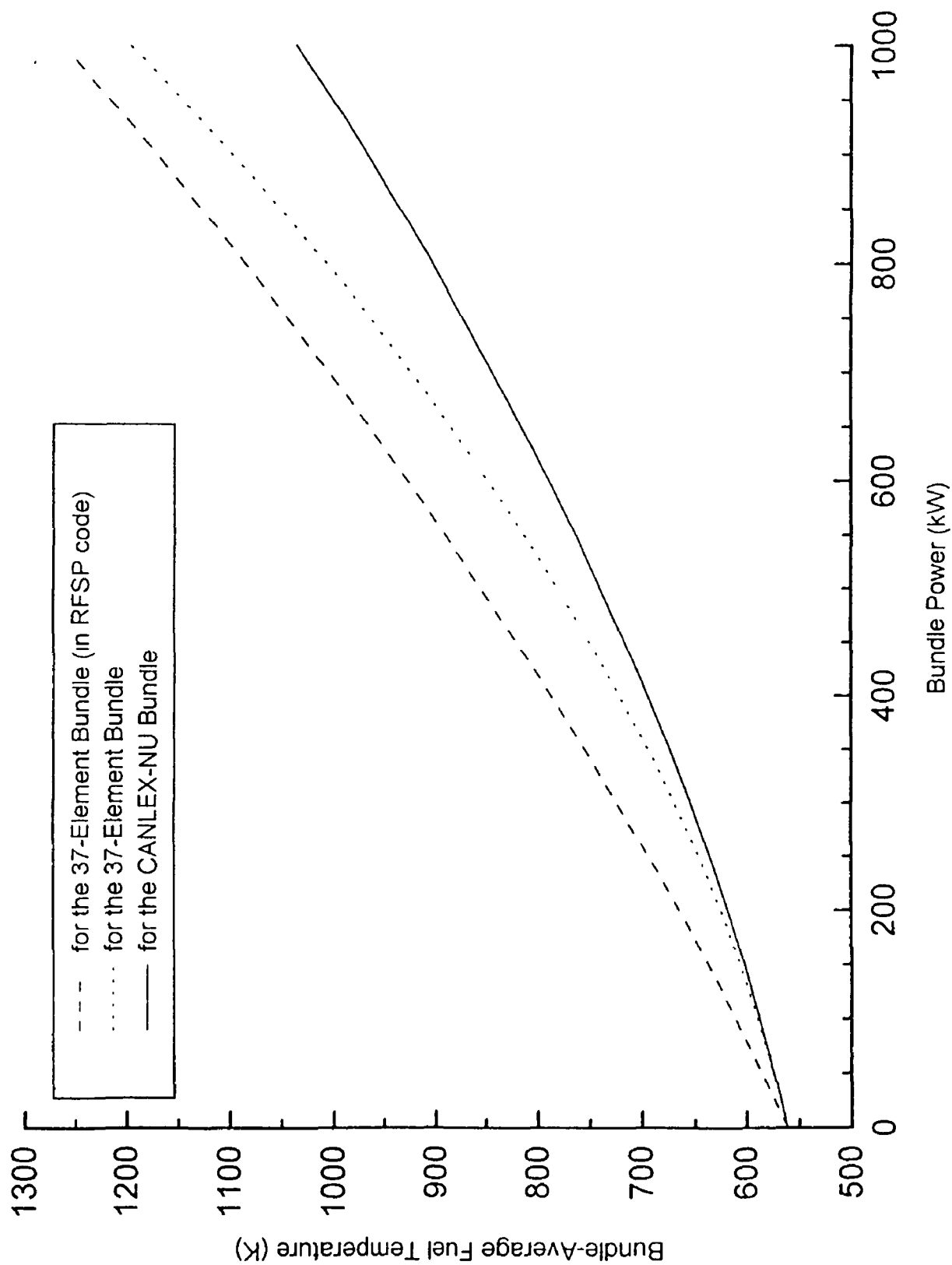


Fig. 2.32 The Correlations for Calculating Bundle Averaged Fuel Temperature for the 37-Element and CANFLEX-NU Bundles

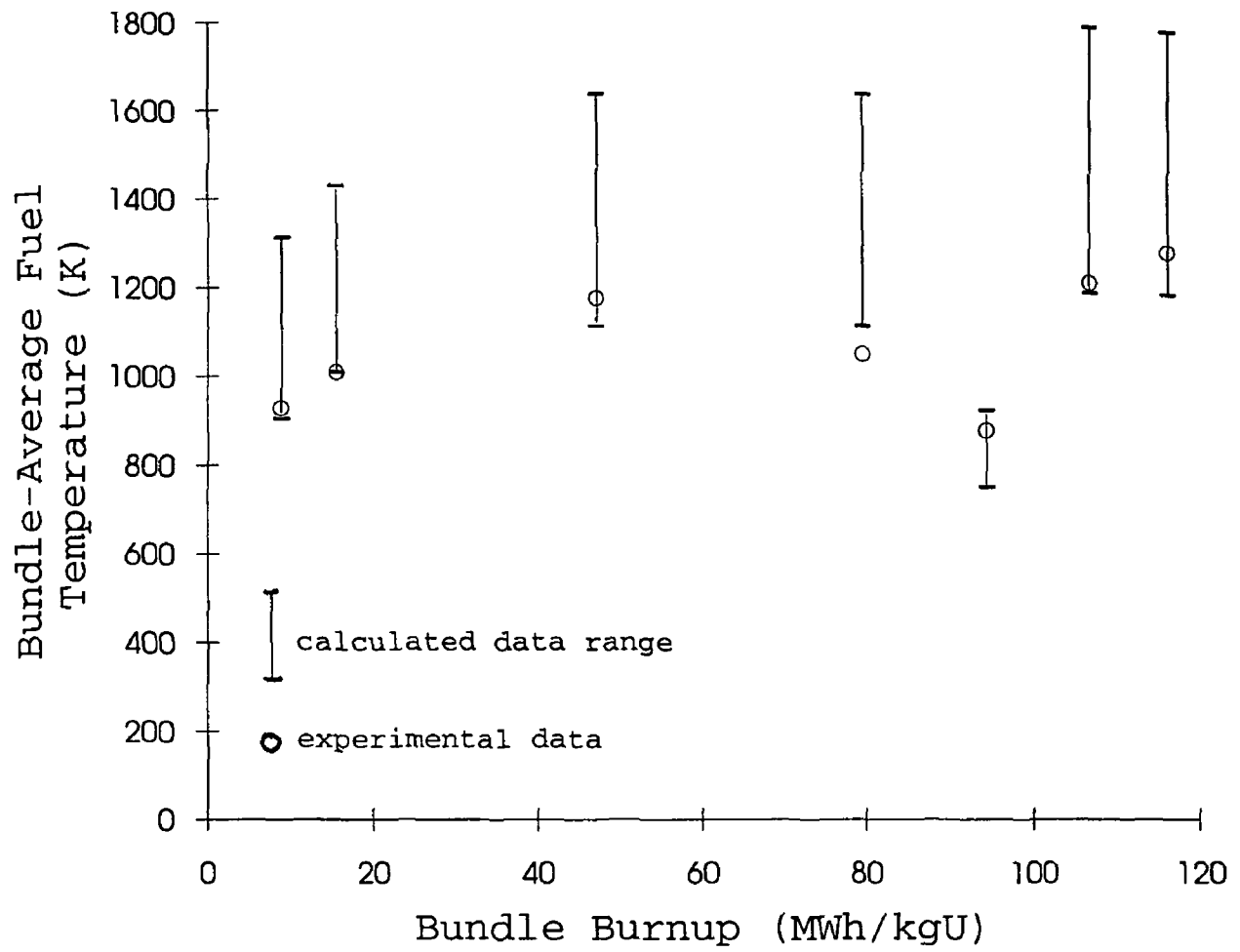


Fig. 2.33 Comparison of Predicted Bundle-Averaged Fuel Temperatures with EXP-FIO-136 Data

2.34 에서와 같이 20℃ 오차 범위에서 서로 잘 일치 하였다.

5. 결과 요약

CANFLEX-NU 다발의 다발 평균온도 계산용 상관식에 의한 예측결과가 전 산모의 시험을 통해 구한 핵연료 온도와 잘 일치하였고, 이 상관식 도출에 사용된 방법론도 동일한 방법론으로 도출된 37개 핵연료다발에 대한 상관식의 예측결과가 측정치와 잘 일치하는 결과로 미루어 타당함을 알 수 있었다. 이러한 결과에서 CANFLEX-NU 장전 노심의 특성분석시, 식 (2.3) 의 CANFLEX-NU 다발에 대한 평균온도 산출식을 RFSP 코드에 적용하여도 문제가 없고 오히려 37개 핵연료봉다 발에 대한 기존 또는 새로운 상관식을 사용하였을 때보다 더 정확한 노심해석을 수 행할 수 있을 것으로 사료된다.

제 4 절 고연소도 핵연료 기반기술 연구

1. 서설

1996년 7월 부터 착수하는 중장기 제 2 단계에서는 현재 개발중에 있는 CANFLEX-NU 핵연료를 상업로에서 시범장전하는 등 실용화 하는 것과 함께 저농 축우라늄 또는 희수우라늄을 사용하는 고연소도 핵연료를 집중개발할 계획이다. 고 연소도 핵연료는 현재 핵연료 보다 연소도가 2~3 배 정도 더 큰 것이기 때문에 천 연우라늄 사용 핵연료다발에 대한 설계 및 해석 기술만을 갖고 개발될 수는 없는 것이다. 고연소도 핵연료 개발을 위해서는 그 설계 및 해석에 사용될 방법론을 개 발하고 전산코드를 개량하여야 하며, 궁극적으로 검증을 위한 database 도 구축하 여야 한다. 이상의 관점에서 당해년도 부터 중수로용 핵연료의 설계/해석 기술을 정 리하기 시작하였고 [26], 더 나아가 고연소도 핵연료 개발에 필요한 설계해석 방법

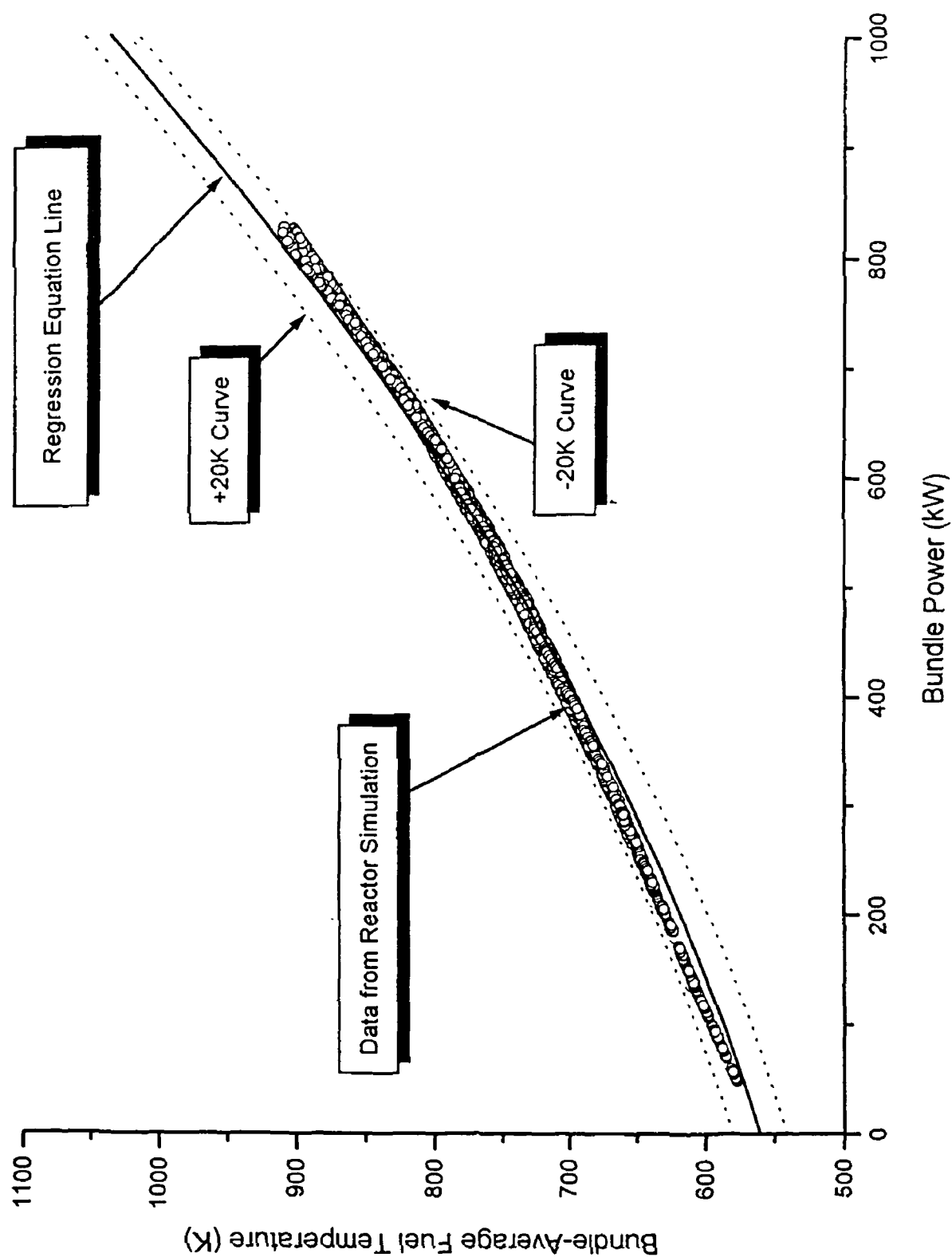


Fig. 2.34 Validation of the Regression Equation for Calculating Bundle Averaged Fuel Temperature for the CANFLEX-NU Fuel Bundle

른을 개발하고 관련 자료를 수집하기 시작하였다. 본 절에서는 당해년도 동안 수집한 고연소도 관련 핵연료다발 및 연료봉의 기계적 건전성 해석기술을 정리 요약하였다.

2. 연료봉 축방향 팽창에 의한 봉단접합판 건전성 해석기술

핵연료다발내 환별 출력 차이에 기인되어 환별 핵연료봉 축방향 성장이 서로 다르게 되며, 이에 따라 봉단접합판에 작용되는 하중도 환별 위치에 따라 서로 다르게 된다. 37개 핵연료봉 다발의 경우, 다발 중심에서 반경방향으로 외환으로 갈수록 핵연료봉 선출력이 커져, 결과적으로 외환봉의 축방향 팽창이 내부 연료봉 축방향 팽창보다 더 크게 나타난다. 이러한 현상은 고연소도시 반드시 고려되어야 하는 것으로, 여기에서는 그 해석방법 및 해석기준을 검토한다.

가. 해석방법

봉단접합판의 응력해석은 MARC 와 같은 범용 구조해석용 전산코드를 사용하여 수행되는데, 이를 위해 먼저 다음의 3 가지 작업이 선행되어야 한다.

- ① 환별 핵연료봉의 서로 다른 길이 성장에 따라 봉단접합판에 응력이 가해지므로, ELESTRES [3] 와 같은 핵연료봉 성능해석용 코드를 이용하여 환별 핵연료봉 길이성장 차이를 계산한다.
- ② 봉단접합판이 구조적 특징상 갖는 구속조건을 정량화하여, 등가 스프링의 스프링 상수로 나타낸다.
- ③ 봉단접합판을 수 천개의 유한요소로 모델링하여야 한다.

이상의 작업이 끝난후, 상기 길이 차이, 스프링 상수 및 유한요소 mesh를 구조해석용 코드에 적용하여, 탄-소성 계산을 통해 봉단접합판 응력분포와 응점점 모멘트 값을 구한다. 이때의 계산결과를 해석하기 위해서 다음의 3과정이 필요하다.

- ① Post-processing 을 수행하여 주요 변수들의 contour 를 작성한다.
- ② 용접점 모멘트 계산치를 이용하여 용접 점에서의 응력치를 구한다.
- ③ 봉단접합판 건전성 평가 기준을 사용하여 봉단접합판의 파손 가능성을 평가한다.

나. 봉단접합판 건전성 평가 기준

노내 조사중 Zircaloy 의 파손 변형도(strain-to-failure)는 조사선량에 비례하여 지수함수적으로 감소한다. 이러한 관점에서, 주어진 조사선량에서 Zircaloy 의 파손 변형도를 찾는 ductility curve 모델을 개발하여, 봉단접합판의 기계적 건전성 평가에 활용하고 있다. 조사선량은 핵연료봉 연소도로 부터 쉽게 유도될 수 있다.

현재 개발되어 있는 ductility curve 모델은 다음과 같다 [26].

$$\frac{\epsilon}{\epsilon_0} = C_1 + (1 - C_1) e^{-\phi/C_2} \quad \dots (2.5)$$

여기서,

$$\begin{aligned} \epsilon &= \text{strain-to-failure (\%)} \\ \epsilon_0 &= \text{initial strain-to-failure (\%)} \\ \phi &= \text{fast fluence (n/cm}^2\text{)} \\ C_1, C_2 &= \text{constants.} \end{aligned}$$

이다. 상기 식 (2.5) 는 초기치가 1.0 인 지수함수 곡선을 생산하며, 높은 조사선량에서 거의 일정한 값을 보인다. 봉단접합판에는 중성자원(neutron source)이 없으므로, 봉단접합판에서의 고속 중성자속이 감소하게 되며, 이에 따라 조사중 ductility curve 의 기울기를 저하시킨다. 봉단접합판에서의 고속 중성자속은 피복관의 고속 중성자속의 ~0.4 배이다. 따라서, 식 (2.5) 를 봉단접합판과 피복관에 적용시키는데 있어, 봉단접합판과 피복관의 초기 ductility 를 각각 15% 와 20% 로 다르게 고려하여 그 적용 결과에 차이를 갖도록 한다.

3. PCI/SCC 에 의한 핵연료봉 파손 해석 기술

중수로용 핵연료가 핵연료 재장전시 채널 내에서 이동하게 됨에 따라 출력 급증(power ramp)을 받게 되고, 또한 인접 채널에서의 핵연료 재장전의 영향을 받아 출력상승(power ripple)을 받게 된다. 핵연료가 어느 정도 노내 조사되어 핵분열 기체가 이미 상당량 핵연료봉 내에 생성되어 있다면, 이상의 출력상승에 의해 발생될 수 있는 피복관 응력 증가에 의해 핵연료봉이 파손될 수 있다. 이러한 핵연료봉 파손은 실제로 70년대에 Douglas Point 및 Pickering 원전에서 광범위하게 발견되었는데, 이의 해결을 위해 핵연료봉 피복관 내면에 graphite layer 를 도입하고 핵연료 재장전 형식을 4 bundle shift 에서 8 bundle shift 로 바꾼 바 있다. 이 조치에 의해 중수로용 핵연료봉의 PCI/SCC 에 의한 파손 확률이 매우 작아 졌지만, 완전한 해결방안이 될 수는 없었다. 즉, 1983, 1984 년 Bruce 원전에서 40 개 핵연료다발, 그리고 1988 년 Pickering 원전에서 36 개 핵연료다발(290 개 핵연료봉)이 PCI/SCC 에 의해 파손된 것으로 관찰되었다.

중수로용 핵연료의 PCI/SCC 파손 해석용 모델로, Fuelogram [27] 과 Cafe 모델 [28] 이 가장 많이 사용되고 있다. 이들 두 모델은 상용로 및 실험로에서 얻은 database 를 통계 처리하여 유도한 것들이므로, 다음과 같은 제한성을 갖는다.

- (1) 하나의 출력상승만 고려한다. 즉, 여러 개의 출력 상승을 고려할 경우, 하나의 출력상승 발생 후 응력이완이 충분히 발생될 정도로 긴 시간 이 경과된 다음 후속 출력 상승이 발생하는 것으로 고려한다.
- (2) CANLUB 을 제외하고는 핵연료봉 설계사항을 구체적으로 고려하지 않는다.

상기 (2) 의 제한성 때문에, Fuelogram 과 Cafe 모델은 기존 중수로용 핵연료봉과 피복관 제원이 다른 연료봉에 적용될 수 없다. 또한, 이들 모델들은 실험자료를 통계 처리하여 구해진 것이므로 실험자료의 한계, 즉, ~ 200 MWh/kgU 이상의 연소도 영역에서는 적용될 수 없는 제한을 갖는다. 이상에서, 고연소도 운전과 피

복관 두께 변화를 포함하는 설계개량 조건을 모두 고려할 수 있는 새로운 해석모형의 개발이 필요함을 알 수 있다. AECL 에서는 최근 이상의 취지에서 mechanistic model 을 개발하고 있는데, 이 해석모형의 특징은 다음과 같다.

○ INTEGRITY 모델 [29]

핵연료봉의 PCI/SCC 파손 확률은 다음과 같이 정의되며,

$$p = \frac{1}{1 + \exp\{-(d - z)\}}$$

damage index d 는 work density ratio (W) 와 fission product concentration (f) 의 함수로

$$d = a W^x f^y$$

주어진다. 여기서,

$$a = 11.3615,$$

$$x = 0.0836,$$

$$y = 0.0676$$

이다.

Work density ratio (W) 는 다음과 같이 work density/threshold work density 로 정의되는데,

$$W = \frac{u}{u_s}$$

threshold work density 는 Lunde-Videm 의 노외 실험 결과를 이용하여

$$u_s = 2.358 \times 10^{12} F^{0.6056}$$

$$F = 7.58 \times 10^{18} \omega$$

로 구해졌다.

피복관 원주 방향 주름에서의 fission product concentration (f) 은 CANLUB

효과를 고려하여, 소결체-피복관 틈새에서의 fission product concentration (g) 에서 CANLUB 에 의해 차폐되는 량 (c) 의 차이로 정의된다. 즉,

$$f = g - c$$

M. Tayal 은 568 개 출력 상승 시험에 ELESTRES 코드를 적용하여 (이때 출력 상승 후 유지 시간을 2.5 hr 로 고려) fission gas release 를 계산한 후,

$$g = \frac{V D}{2 \pi r l (n + 1)}$$

의 관계식을 유도하였다. CANLUB 에 의한 protection 은 fission product release 가 많은 경우 CANLUB 질량에 비례하고, 그렇지 않은 경우 g 에 비례한다고 고려하여, 다음과 같이 나타내었다.

$$c = \text{minimum of } \{g, \text{ or } [1 - \exp(-\sqrt{qm})] g, \text{ or } vm\}$$

여기서, m 은 피복관 원주 방향 주름에서의 graphite mass 로

$$m = 2 \pi r l t \rho$$

로 구해진다. 상기 식들에서 사용한 기호들의 정의는 다음과 같다.

D	=	<i>density of free gas</i>
l	=	<i>width of the ring over which the fission products concentration at the ridge ($\mu\text{g}/\text{mm}^2$)</i>
n	=	<i>number of pellets in the fuel element</i>
q	=	<i>empirical coefficient</i>
r	=	<i>inner radius of the sheath</i>
t	=	<i>thickness of CANLUB</i>
V	=	<i>volume of released fission gas</i>
v	=	<i>empirical coefficient</i>
ρ	=	<i>density of CANLUB.</i>

이상의 수식에서 나오는 6 개 empirical coefficient 들, 즉, a , q , v , x , y , z 는 database 를 적합하여 구해졌다. 상기 INTEGRITY 모델은 연소도 800 MWh/kgU 까지 적용될 수 있으며, 또한, work density (u) 와 fission product concentration (g) 을 코드 계산을 통해 구하므로 운전 변수와 설계 변수들의 변화를 상세하게 고

려할 수 있다. 즉, ELESTRES 코드를 이용하여 핵분열 기체 방출량을 구하며, 또한 ELESTRES 에서 구해진 연료봉 조건을 FEAST 코드에 적용하여 피복관 원주방향 주름에서의 work density 를 계산한다. 상기 ELESTRES 및 FEAST 코드는 운전 및 설계 변수 모두를 고려하여 연료봉 상태를 계산하므로, 이러한 점에서 INTEGRITY 모델은 Fuelogram 이나 Cafe 모델과는 틀리게 고연소도를 지향하는 중수로용 개량 핵연료봉의 PCI/SCC 파손 해석에 적합하다고 할 수 있다. 이 INTEGRITY 모델은 database 와 잘 일치하는 것으로 나타났다. 따라서, 이 INTEGRITY 모델은 중수로용 고연소도 핵연료의 피복관 원주방향 주름 위치에서의 PCI/SCC 파손을 예측하는데 유용하게 사용될 것으로 사료된다. 그러나, 이 INTEGRITY 모델은 아직까지 개발중에 있지만, work density 계산을 위해 Lunde-Videm 노외시험 결과를 이용하고 있는 것 때문에 봉단마개-피복관 용접 부위에서의 PCI/SCC 파손 해석에는 적용될 수 없는 것으로 알려져 있다.

참고 문헌

- [1] 정장환 외, “중수로용 개량핵연료 검증시험”, '94 연구보고서 (발간중).
- [2] C.M. Bailey, "Wolsong-1 ROP Setpoints: Benefits of Improvements", Memo to H.C. Suk, 1993 December 17.
- [3] M. Tayal, "Modeling CANDU Fuel under Normal Operating Conditions ; ELESTRES Code Description", AECL-9331 (1987).
- [4] M. Tayal, "FEAST: A Two-Dimensional Non-Linear Finite Element Code for Calculating Stresses", AECL-8763 (1986).
- [5] "HyperMesh Reference Manual", Altair Computing, Inc. (1990).
- [6] Y.O. Lee, "Power and Power Boost Envelope for CANFLEX-NU in Wolsong-1", KAERI/TR-487/95 (1995).
- [7] C.J. Jeong, "End Flux Peaking Calculation for CANFLEX-43 Fuel Bundle", KAERI/TR-470/94 (1994).
- [8] J.A. Collins, "Failure of Materials in Mechanical Design", John Willey & Sons, 1981.
- [9] K-S. Sim and T. Nakajima, "Analysis of Fuel Behavior in Power-Ramp Tests by FEMAXI-IV Code", Res Mechanica 25, 101-128 (1988).
- [10] M. Tayal and P.N. Singh, "Revision 1 of the BOW Code to Predict Lateral Deflection of Fuel Elements", CANDEV-88-53, AECL, 1988.
- [11] M. Tayal, "Modeling the Bending/Bowing of Composite Beams Such as Nuclear Fuel - the BOW Code", Nuclear Engineering and Design, 115 149-157 (1989) or AECL-9792.
- [12] J.D.Irish, "Radial and Azimuthal Power-Density Distributions within the Elements of CANFLEX-NU Fuel Bundles", AECL Report, RC-367, 1990.
- [13] D.A. Jenkins and B. Rouben, "Reactor Fuelling Simulation Program-RFSP: User's Manual for Microcomputer Version', TTR-321,

AECL-CANDU, 1991.

- [14] J.V. Donnelly, "WIMS-AECL, a User's Manual for the Chalk River Version of WIMS", AECL report, AECL-8955, 1986.
- [15] T.S. Byun and C.J. Jeong, "Evaluation of Power Gradient Factor D for Bow Code Input, KAERI-CANFLEX Memo. CKF-MA-TM- 94010, 1995.
- [16] J. Veeder and M.H. Schankula, "Bowling of Pelletized Fuel Elements - Theory and In-reactor Experiments", Nuclear Engineering and Design, 29, 167-179 (1974).
- [17] B. Chexal, "NUCIRC: A Computer Code for Nuclear Heat Transport Circuit Thermohydraulic Analysis", AECL Internal Report TDAI, January 1977.
- [18] D.S. Rowe, "COBRA IIIC, a Digital Computer Program for Steady- State and Transient Thermal-Hydraulic of a Rod Bundle Nuclear Fuel Elements", BNWL-1695, Battelle, Richland, Washington, March 1973.
- [19] P.N. Singh, "Parametric Strength Analysis of the Fuel Bundle", AECL Report, AI-1215, 1987.
- [20] 석호천 외, "중수로용 개량핵연료 설계/해석", KAERI/TR-1317/93, 과학기술처, 1994.6.
- [21] "ANSYS User's Manual", Swanson Analysis Systems, Inc., 1994.
- [22] P. Alavi, J. MacQuarrie and K-S. Sim, "Tests for CANFLEX Fuel Bundle Strength", CFX-37100-400-003, CANFLEX-046, 1995 March.
- [23] M.J.F. Notley, "ELESIM: A Computer Code for Predicting the Performance of Nuclear Fuel Elements", Nuclear Technology 44, 445-450 (1979).
- [24] C.J. Jeong, "Bundle and Element Power History Generation for CANFLEX-NU", KAERI-CANFLEX Memo CKF-PH-TM-94013, 1994 January.

- [25] L.A. Alaraz, J.A. Walsworth, and E.P. Penswick, "Comparison between Fuel Performance Code Calculation and In-Reactor Data from the Pre-conditioning Phase (EXP-FIO-136) for the Fuel Elements used in the CANDU/PBF LOCA Test", EXP-FIO-13612, CRNL-4209, 1988 August.
- [26] 심기섭, 석호천, "중수로용 핵연료 정상상태 설계해석 기술", KAERI/TR-468/94 (1994).
- [27] W.J. Pen, R.K. LO and J.C. Wood, "CANDU Fuel-Power Ramp Performance Criteria", Nuclear technology 34, 249-268 (1977).
- [28] A.J. hains, R.L. daSilva and P.T. Truant, "Ontario Hydro Fuel Performance Experience and development Program", International Conference on CANDU Fuel, Chalk River, 1986 October 6-8.
- [29] M. Tayal, et al., "INTEGRITY: A Semi-Mechanistic Model for Stress Corrosion Cracking of Fuel", IAEA Technical Committee Meeting on Water Reactor Fuel Element Modelling at High Burnup and Its Experimental Support, Windermere, U.K., 1994 September 19-23.

제 3 장 중수로용 개량핵연료(CANFLEX)

장전 원자로의 노물리 해석

면

면

제 1 절 서설

전년도('93.7 ~ '94.7) 연구기간 먼저 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심의 분석 체계 정립의 일환으로 현재 설계용으로 사용되고 있는 격자계산용 코드인 POWDERPUFS-V[1] 전산코드의 타당성을 검토하였고, 저농축 우라늄등 advanced fuel cycle 사용에 대비한 WIMS[2] 코드의 Benchmark 계산을 수행하였다. 한편, RFSP[3] 코드를 사용하여 CANFLEX-NU 핵연료의 기존 노심과의 양립성을 확인하였고, 각종 반응도 장치에 대한 반응도가 계산 및 반응도 삽입특성을 분석하였다. 또한, CANFLEX-NU 핵연료의 출력이력등 핵연료 설계에 필요한 자료를 생산하였다.

당해년도 연구기간동안 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에 대하여 600 FPD(Full Power Day) 동안의 운전 모의계산을 수행하였고, 이 기간동안의 핵연료 다발 출력이력을 생산하였다. 또한, CANFLEX-NU 장전 노심의 Xenon 동특성 및 운전 정지후 재가동시 노심특성을 분석하였다. 또한, CANFLEX 핵연료 온도가 노심계산에 미치는 영향도 분석하였다.

제 2 절 CANFLEX-NU 핵연료 장전 운전 모의계산(600 FPD)

1. 개요

전년도 연구기간에 수행되었던 CANFLEX-NU 장전 CANDU-6 원자로에 대한 time-average 계산은 핵연료 거주기간동안에 대한 평균값이며, time-average 계산을 통해서 사용된 채널출력분포는 원자로 노심출력분포의 기준치로 사용된다. 또한 실제 운전중의 핵연료 채널 및 다발의 rippled power, 즉 실제운전상황의 최대값을 예측하기 위해서는 refuelling simulation 계산이 필요하다. 또한, 핵연료 성능평가를 위한 핵연료 연소도에 따른 power envelope가 핵연료 설계 입력 자료로 요

구되며, refuelling simulation으로부터 산출된다. 본연구에서는 평형노심에서 부터 600 FPD동안의 refuelling simulation을 RFSP[3] 코드의 INSTANT 및 SIMULATE 모듈을 이용하여 계산하였다.

2. Instantaneous model

평형노심에서 부터 600 FPD 동안의 refuelling simulation 계산을 위한 평형 노심의 시작점은 RFSP코드의 INSTANT 모듈을 이용한 instantaneous 노심계산으로 결정되었다. 즉, 장기간 동안에 대한 평균값 개념인 time-average 분포로부터 순간 개념의 분포로 존환하는 방식을 취하여 simulation 계산의 출발점으로 사용하였다. Instantaneous 계산에서는 노심내의 각 채널마다 핵연료 장전시간을 나타내는 "age"를 0 에서 1사이의 값으로 random 하게 부여하여 핵연료 채널과 다발의 출력을 계산하며, 이와 같은 계산을 여러번 수행하여 통계적으로 처리하면 핵연료 채널과 다발의 최대값을 계산할 수 있다. 그러나 실제 원자로 운전에서 있어서는 인접한 채널들이 비슷한 값의 "age"를 지니게 되는 경우를 핵연료 장전시 허용치 않으므로 이를 고려한 "age"의 분포를 만들어 사용한다. 참고문헌[4]에서의 방법으로 노심을 5 X 5 배열으로 나누고 각 블록내에서 채널의 순서를 정한다음, 블록간의 순서를 정하여 480 개의 random number를 블록간, 채널간의 순서에 따라 분포시킨다. 결과로 나타난 "age" ("patterned radom age distribution")분포는 simulation계산의 시작점인 instantaneous 노심의 연소도분포를 제공한다.

3. Refuelling simualtion

Refuelling simulation계산은 600 FPD (Full Power Days) 동안 수행되었으며 refuelling simulation 시 10 FPD 동안의 refuelling 대상 채널을 rippled 최대출력을 기존의 제한치내로 유지하도록 다음과 같은 기준에 따라 선정하였다.

- a) 연소도 : 연소가 많이된 채널을 선정
- b) 채널출력: 낮은 출력 높은 연소도를 가지는 채널 선정
- c) 지역출력: 평균지역출력이 normal 값에 가깝게 유지
- d) 대칭성: flux tilt를 방지하기위해 대칭적으로 채널 선정
- e) 양방향성: 각 방향에 되도록 같은 수의 채널을 선정
- f) 분리: 신연료들이 같은 지역에 집중되지 않도록 분산 장전
- g) 장전율: 핵연료 장전에 따른 반응도 증가치가 최대치가 되도록 장전율을 최소화
- h) CPPF: 채널출력첨두인자를 가능한 낮추어서 ROP운전 여유도를 유지

Simulation 계산은 10 FPD 간격으로 수행되었으며 8 bundle shift fuelling scheme을 채택하였다. 그결과 600 FPD 동안 9680 개의 핵연료 다발이 장전되었으며 이는 1210 채널에 해당한다. 따라서 평균장전율은 2.0 channel/FPD 에 해당된다.

Simulation 계산결과는 그림 3.1 - 3.4 에 요약하였다. 그림 3.1 및 3.2 에서는 6개 시점 (100, 200, 300, 400, 500, 600 FPD) 에서의 채널출력과 최대 다발출력 map 을 보여준다. 또한 그림 3.3과 그림 3.4는 simulation동안의 최대 rippled 채널출력과 다발출력을 보여주며 전 simulation 기간 동안 채널출력은 6881 kW, 다발출력은 858kW 로 나타났으며 이는 현재 월성 1호기의 제한치인 채널 출력 7.3 MW 및 핵연료 다발 출력 935 kW를 충분히 만족함을 보인다.

4. 핵연료설계용 자료 생산

600 FPD 동안 6 개 시점(100, 200, 300, 400, 500, 600 FPD) 에의 CANFLEX 핵연료다발 출력 이력을 생산하여 전년도에서 구한 reference 출력이력과 비교한 결과는 그림 3.5와 같다.

또한, 그림 3.6 및 3.7과 같이 핵연료 설계 입력자료용 출력 및 연소도에 대한 CANFLEX 핵연료의 histogram을 6 개 시점에서 생산하였다.

CHANNEL POWER DISTRIBUTION(kW) AT FPD 100

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

MAXIMUM CHANNEL POWER = 6845.2 kW IN CHANNEL S09

Figure 3-1. Channel Power map (at 100 FPD ,

01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----	----

Figure 3-1. Channel Power map (at 200 FPD ,

CHANNEL POWER DISTRIBUTION(kw) AT FPD 300

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

MAXIMUM CHANNEL POWER = 6871.9 kw IN CHANNEL K19

Figure 3-1. Channel Power map (at 300 FPD ,

CHANNEL POWER DISTRIBUTION(kw) AT FPD 400

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

MAXIMUM CHANNEL POWER = 6842.2 kW IN CHANNEL L16

Figure 3-1. Channel Power map (at 400 FPD ,

CHANNEL POWER DISTRIBUTION(kw) AT FPD 500

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

MAXIMUM CHANNEL POWER = 6863.2 kW IN CHANNEL K10

Figure 3-1. Channel Power map (at 500 FPD ,

CHANNEL POWER DISTRIBUTION(kw) AT FPD 600

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22

MAXIMUM CHANNEL POWER = 6970.5 kw IN CHANNEL H13

Figure 3-1. Channel Power map (at 600 FPD ,

MAX BUNDLE POWER PER CHNL(kw) AT FPD 100

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22
 MAXIMUM BUNDLE POWER = 861.6 kW AT P06 POSITION 6

Figure 3-2. Maximum Bundle Power map (100 FPD)

MAX BUNDLE POWER PER CHNL(kW) AT FPD 200

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22

MAXIMUM BUNDLE POWER = 841.5 kW AT 006 POSITION 6

Figure 3-2. Maximum Bundle Power map (200 FPD ,

MAX BUNDLE POWER PER CHNL(kw) AT FPD 300

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A									423	451	419	468	415	432								
B						396	447	522	571	605	587	550	571	589	580	521	434					
C					420	451	576	650	687	670	731	699	746	735	678	640	565	447				
D				386	463	581	616	675	741	799	779	842	766	792	786	708	622	589	528			
E			410	505	586	603	718	772	783	748	828	830	852	843	773	809	741	614	598	510		
F			520	621	704	720	707	744	767	692	766	752	770	819	840	801	834	741	696	560		
G		441	537	622	713	685	764	709	707	736	696	769	695	739	788	748	831	825	722	671	565	
H		535	647	727	704	773	748	761	735	686	747	733	753	769	735	813	780	816	806	686	640	
J	387	548	659	712	779	771	690	708	713	730	704	666	699	740	773	768	738	769	806	771	650	496
K	458	606	709	678	724	776	736	728	646	681	733	737	724	685	719	779	813	848	873	752	597	461
L	487	592	691	747	778	761	691	688	713	722	729	707	708	718	660	740	745	790	857	808	682	534
M	466	527	699	696	736	697	741	660	677	709	676	730	664	677	714	696	808	834	764	775	643	498
N	402	561	683	770	783	791	737	746	738	689	739	717	717	656	695	766	772	810	837	725	661	524
O	353	488	606	705	784	754	708	727	740	753	722	681	691	732	766	762	733	749	781	738	626	491
P		443	624	716	717	807	791	776	712	736	775	775	752	704	759	814	818	813	721	663	532	
Q		455	561	664	738	743	730	761	774	773	763	730	754	775	799	784	723	731	711	574	441	
R			461	545	638	652	762	782	739	769	702	780	702	733	772	707	756	644	627	542		
S			365	448	551	654	666	755	792	730	788	753	765	792	717	746	684	623	522	448		
T				350	436	563	598	669	742	780	727	690	713	759	737	657	593	534	402			
U					376	439	558	638	695	670	712	697	707	675	616	526	501	410				
V						317	424	505	556	572	578	550	564	547	482	431	359					
W									390	382	419	403	414	392								

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22
 MAXIMUM BUNDLE POWER = 872.7 kW AT K19 POSITION 7

Figure 3-2. Maximum Bundle Power map (300 FPD ,

MAX BUNDLE POWER PER CHNL(kW) AT FPD 400

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22
 MAXIMUM BUNDLE POWER = 858.6 kW AT P17 POSITION 6

Figure 3-2. Maximum Bundle Power map (400 FPD ,

MAX BUNDLE POWER PER CHNL(kw) AT FPD 500

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A									480	485	451	418	435	457								
B						404	502	572	605	618	603	554	564	583	559	496	431					
C					429	506	606	674	699	667	714	659	715	707	627	545	540	459				
D				467	539	632	635	680	712	764	740	801	801	739	727	666	603	572	451			
E			504	593	646	737	740	768	791	799	790	754	788	809	802	762	705	667	564	415		
F			590	693	757	763	795	727	755	671	725	706	717	776	799	822	795	680	629	511		
G		536	614	670	770	843	819	701	679	703	673	762	752	683	737	717	769	762	618	576	404	
H		602	720	799	833	814	771	755	744	674	733	719	732	754	715	789	806	743	731	591	463	
J	490	632	717	753	817	821	717	710	716	745	713	752	701	740	764	748	710	796	703	662	540	414
K	524	671	763	829	738	811	764	759	762	771	774	744	759	763	717	777	774	783	778	618	512	414
L	489	646	705	773	811	757	684	703	726	750	739	706	708	733	757	728	727	796	749	700	576	404
M	517	593	773	840	753	719	767	750	679	707	668	734	658	664	709	769	805	795	761	665	561	445
N	489	631	732	819	834	811	718	738	748	752	753	705	714	722	699	767	770	737	746	627	581	417
O	452	577	675	827	819	778	697	694	711	745	715	745	686	723	751	751	808	786	672	656	558	438
P	521	705	818	856	822	774	770	669	708	773	761	746	663	717	789	753	736	613	581	499		
Q	456	635	746	806	757	714	716	749	773	758	724	730	741	773	724	758	640	629	512	408		
R		553	624	708	774	761	777	700	762	799	788	682	687	731	757	698	567	538	411			
S		455	544	636	722	702	738	784	826	799	730	737	765	754	712	597	488	459	351			
T			443	531	648	725	672	736	798	742	805	786	739	718	617	539	412	365				
U				398	502	610	673	720	738	741	702	715	681	584	550	422	363					
V					369	465	533	580	613	592	604	565	541	467	380	308						
W								426	422	447	433	429	397									
	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
	MAXIMUM BUNDLE POWER = 856.1 kW AT P05 POSITION 6																					

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22
 MAXIMUM BUNDLE POWER = 856.1 kW AT P05 POSITION 6

Figure 3-2. Maximum Bundle Power map (500 FPD ,

MAX BUNDLE POWER PER CHNL(kw) AT FPD 600

	01	02	03	04	05	06	07	08	09	10	11	12	13	14	15	16	17	18	19	20	21	22
A																						
B																						
C																						
D																						
E																						
F																						
G																						
H																						
J																						
K																						
L																						
M																						
N																						
O																						
P																						
Q																						
R																						
S																						
T																						
U																						
V																						
W																						

01 02 03 04 05 06 07 08 09 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22

MAXIMUM BUNDLE POWER = 884.3 kW AT E12 POSITION 7

Figure 3-2. Maximum Bundle Power map (600 FPD)

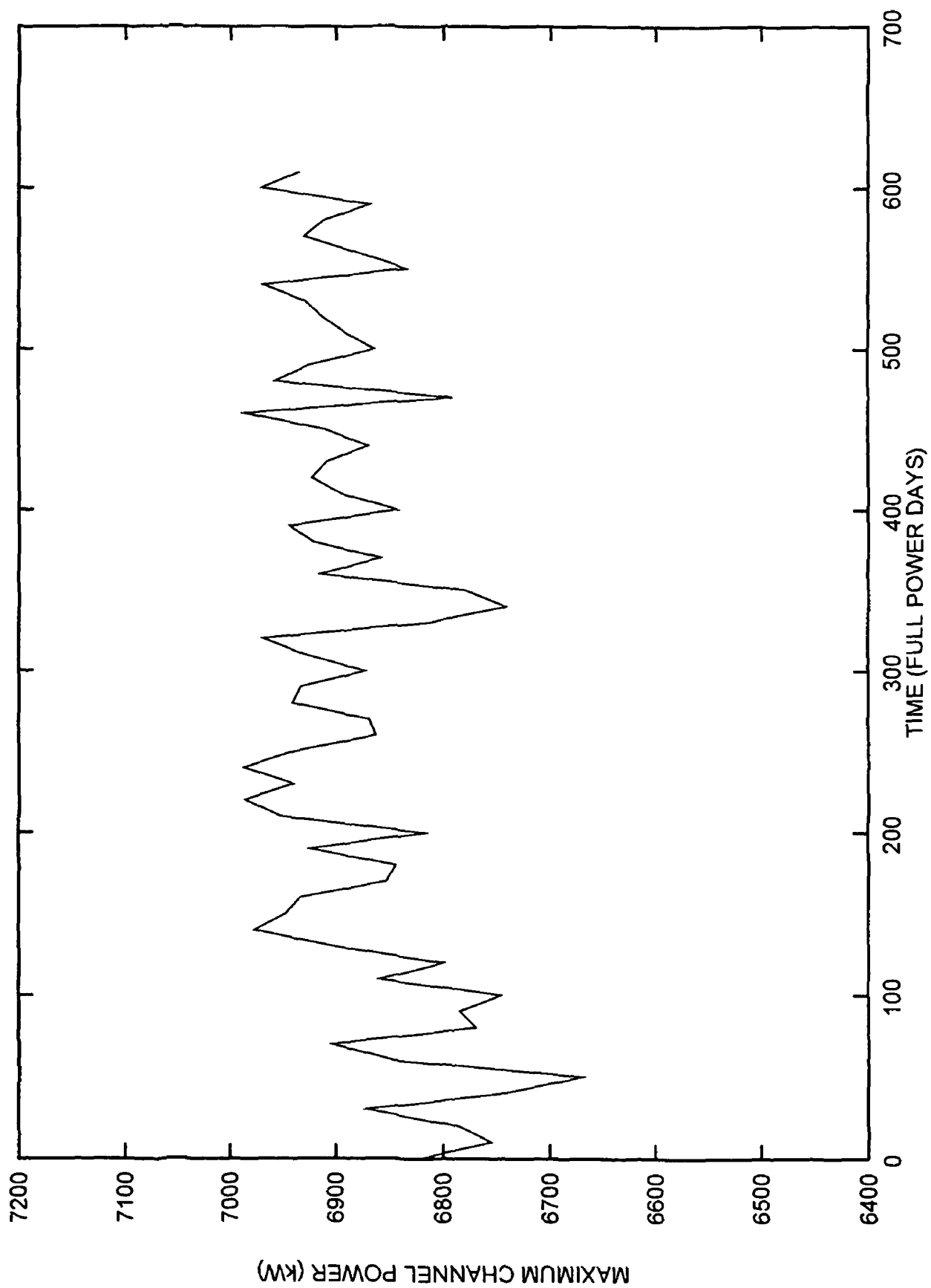


FIGURE 3-3 MAXIMUM CHANNEL POWER VERSUS TIME

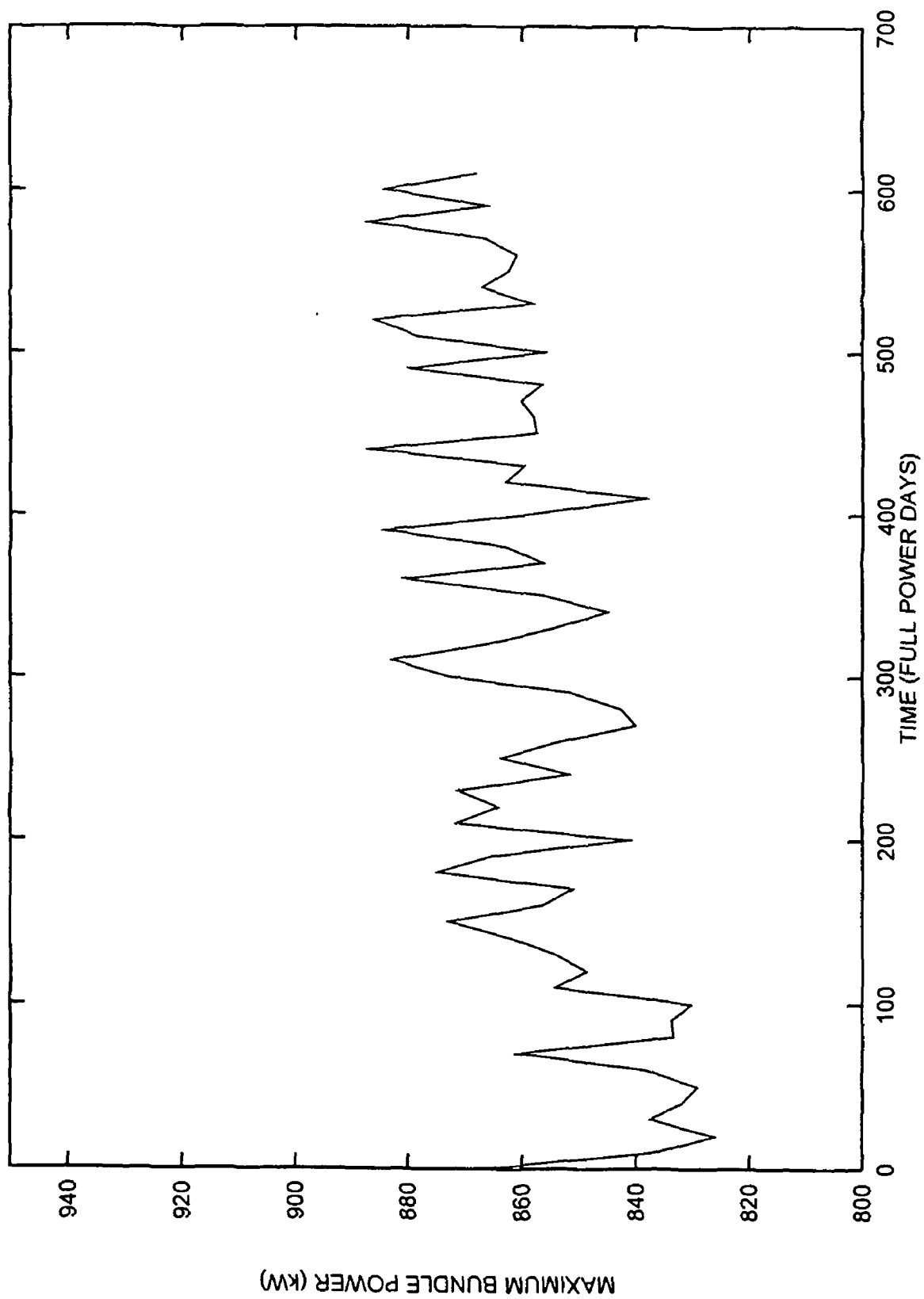


FIGURE 3-4 MAXIMUM BUNDLE POWER VERSUS TIME

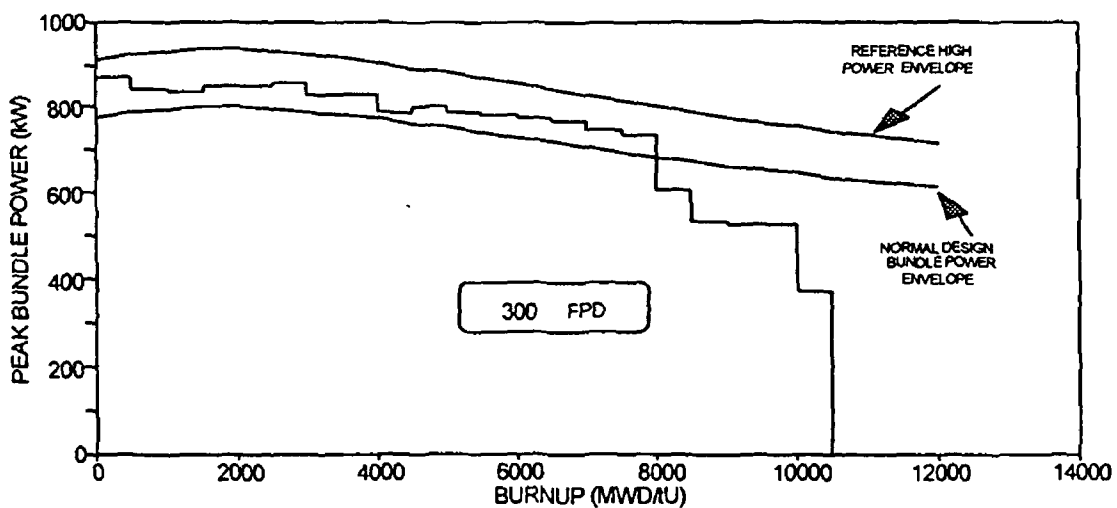
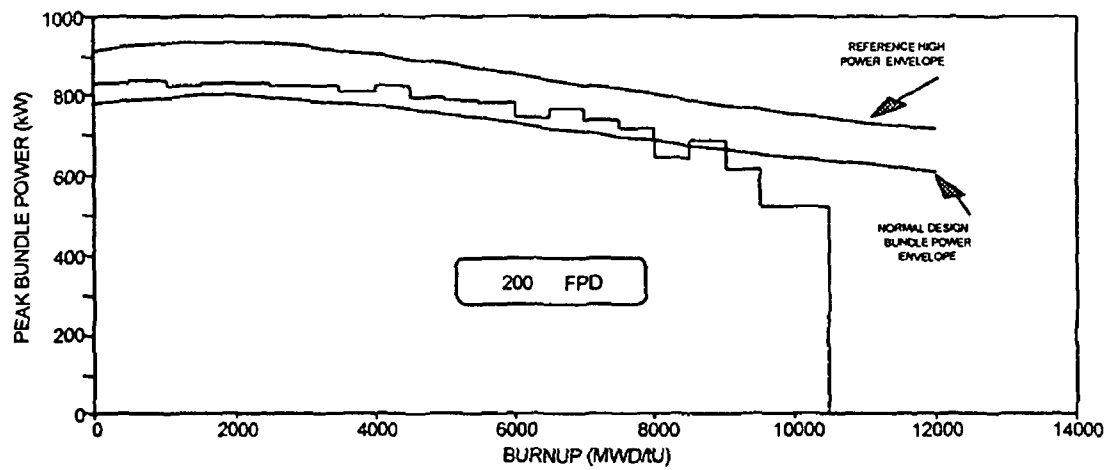
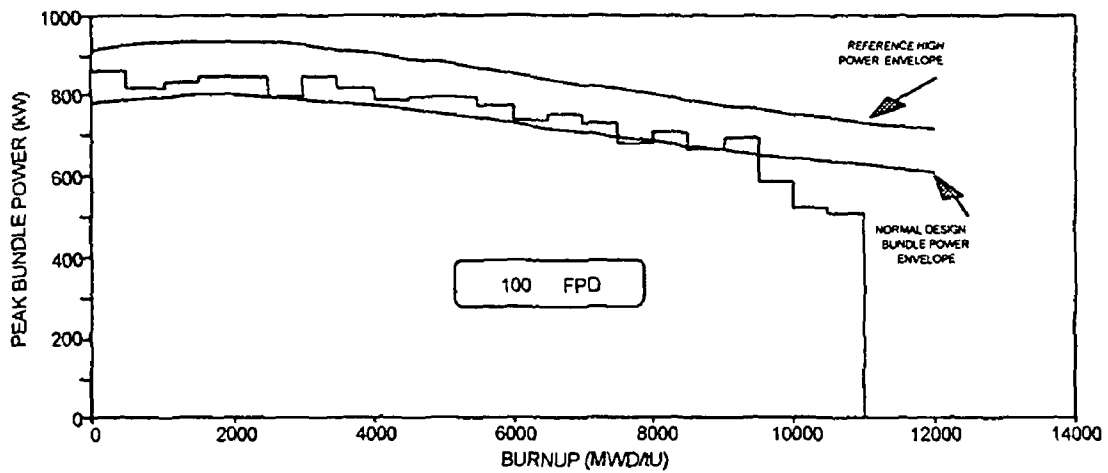


Figure 3-5-1: Peak CANFLEX-NU Bundle Powers per Given Burnup Interval Predicted at 100, 200 and 300 FPD of CANFU 6 Reactor Operation (the FPD is Started from an Equilibrium Core)

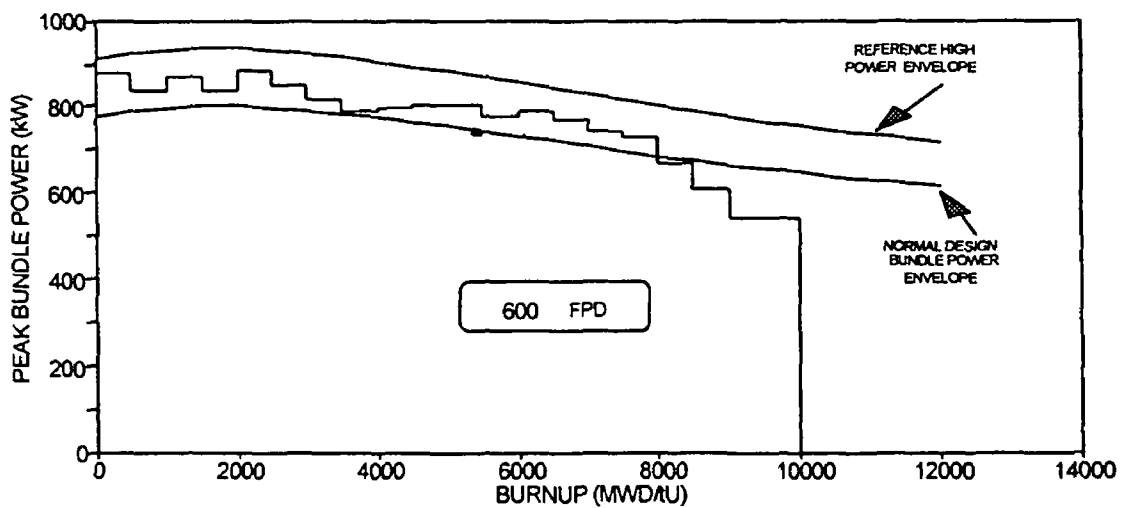
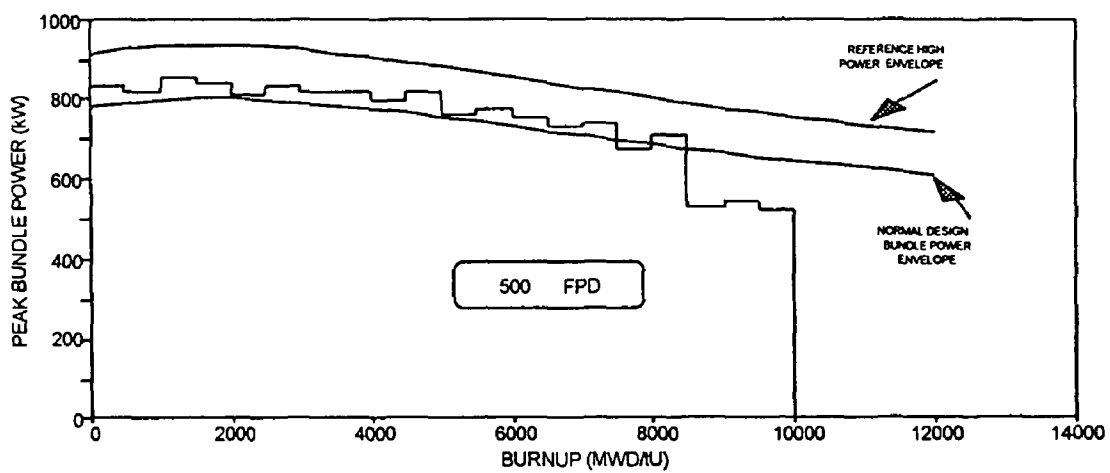
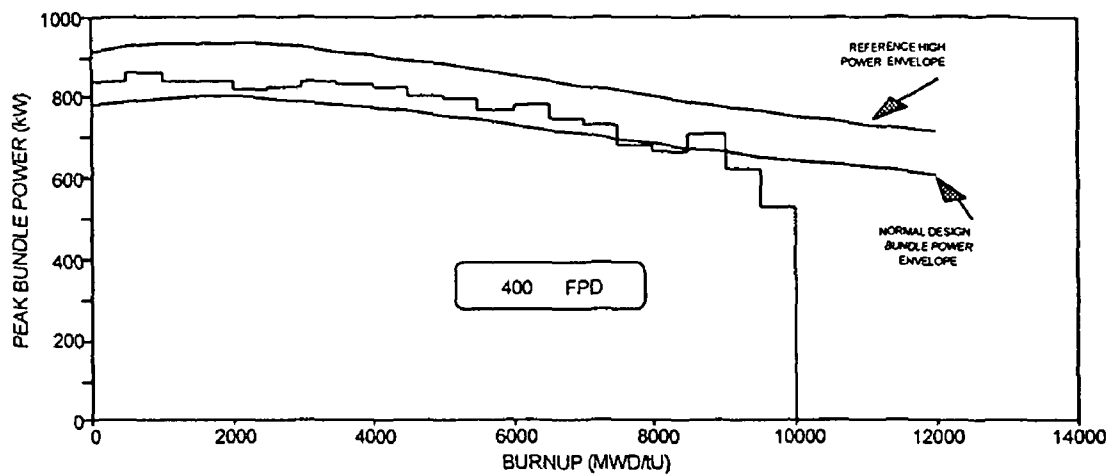


Figure 3-5-2: Peak CANFLEX-NU Bundle Powers per Given Burnup Interval Predicted at 400, 500 and 600 FPD of CANFU 6 Reactor Operation (the FPD is Started from an Equilibrium Core)

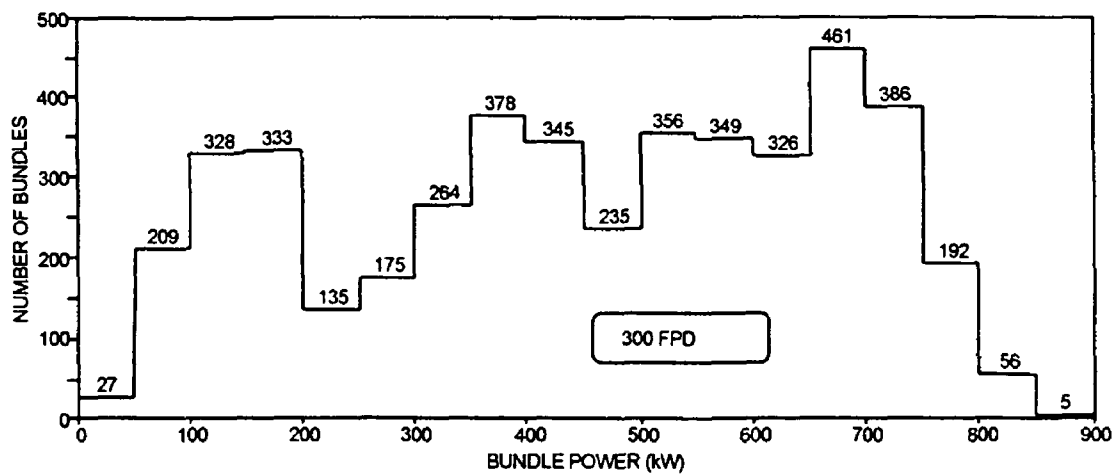
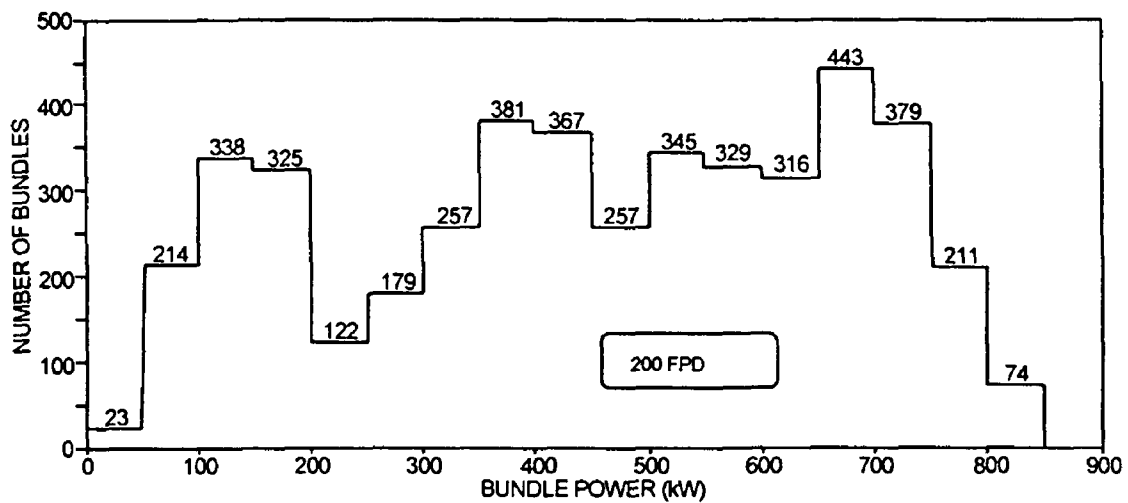
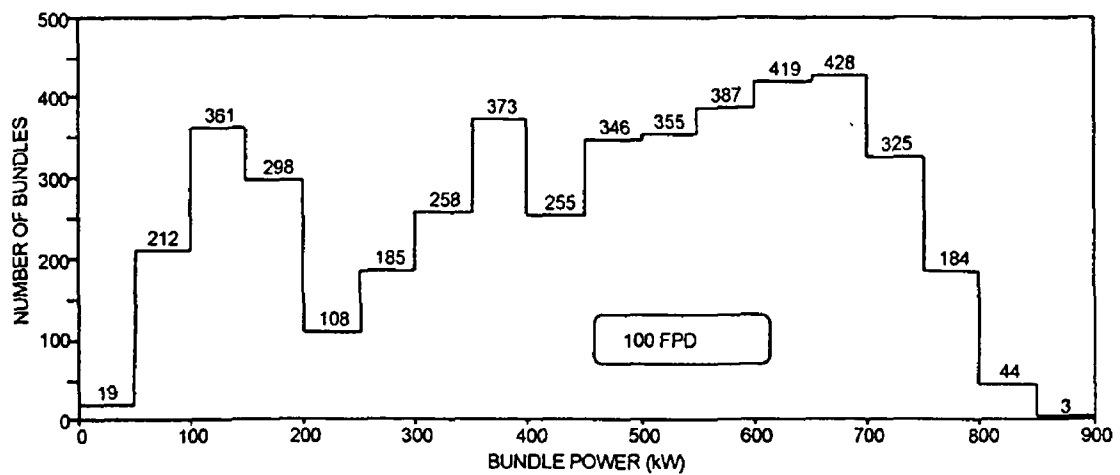


Figure 3-6-1: Number of Bundles in the Reactor Per Power Interval Predicted at 100, 200 and 300 FPD of Reactor Operation (the FPD is Started from an Equilibrium Core)

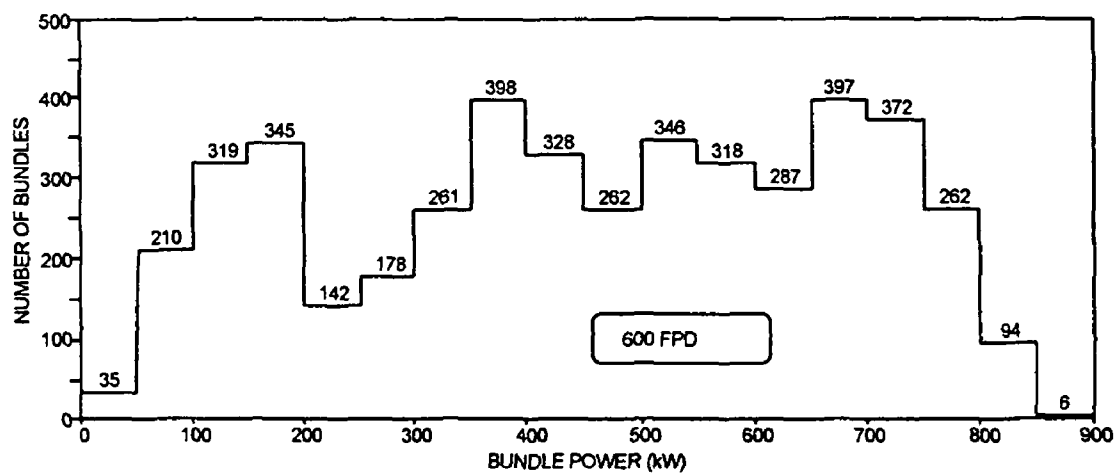
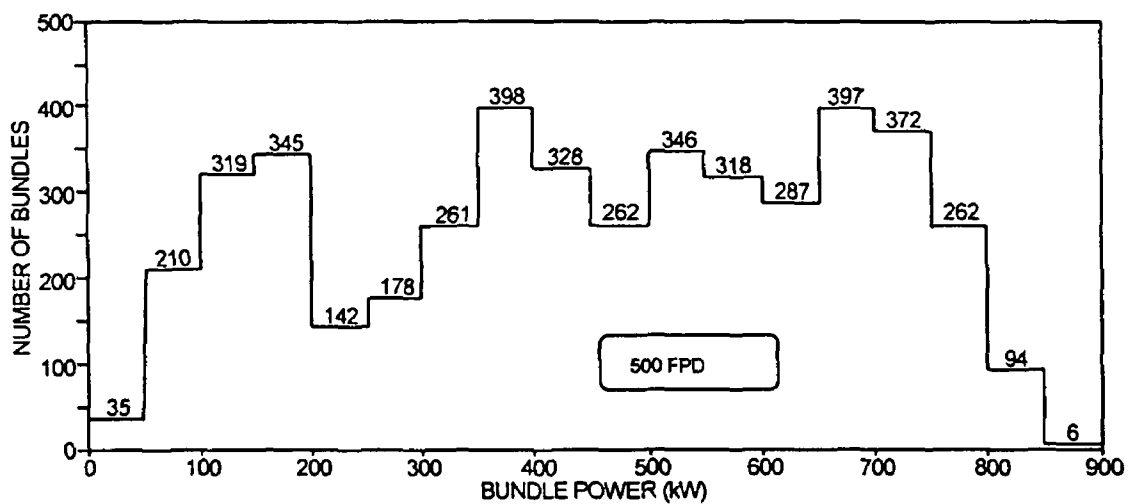
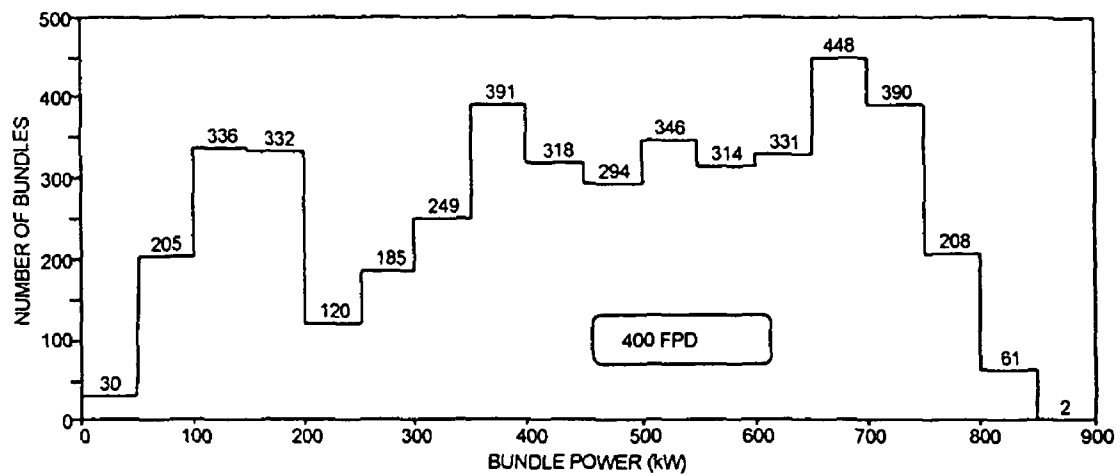


Figure 3-6-2: Number of Bundles in the Reactor Per Power Interval Predicted at 400, 500 and 600 FPD of Reactor Operation (the FPD is Started from an Equilibrium Core)

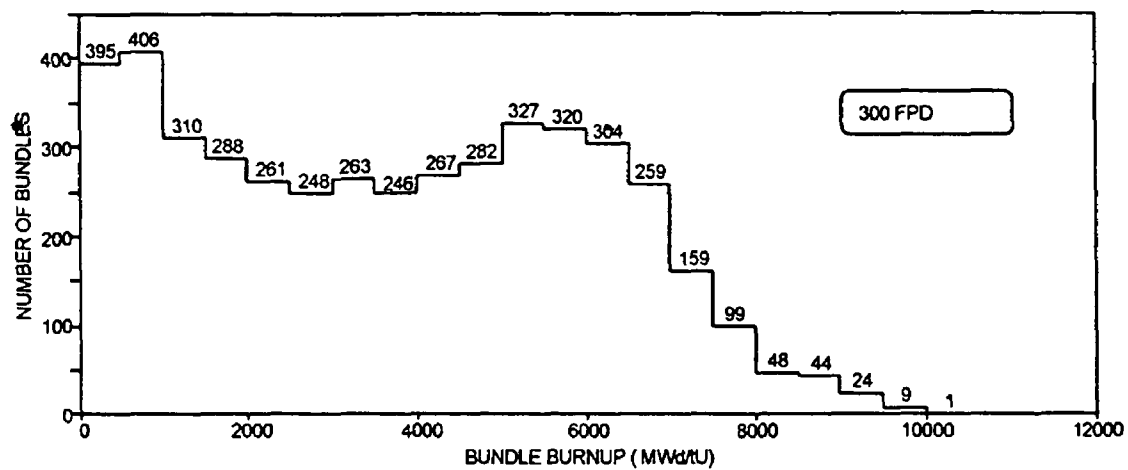
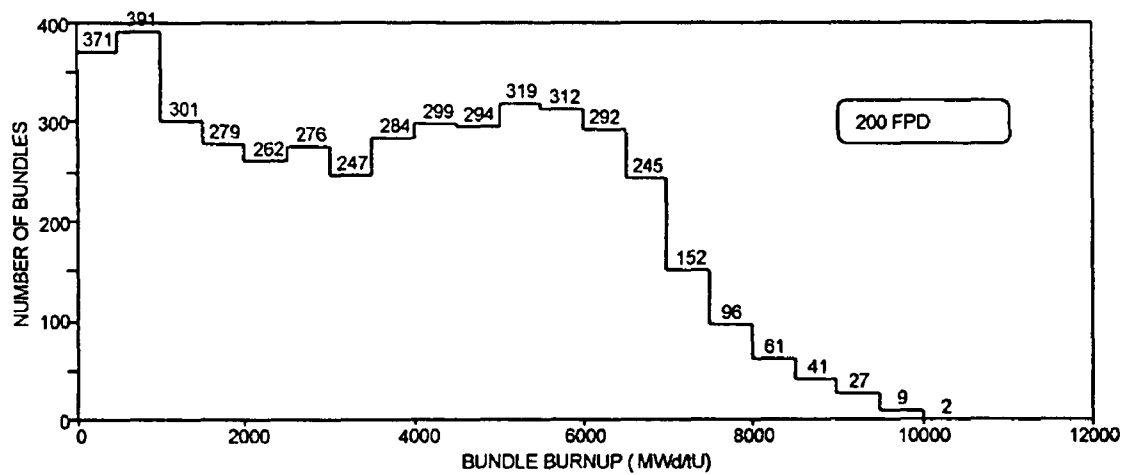
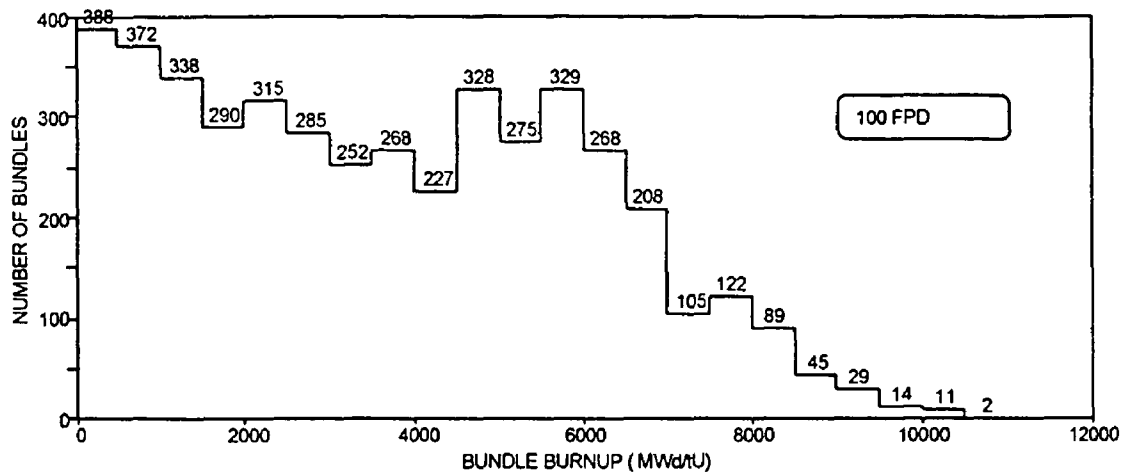


Figure 3-7-1: Number of Bundles in the Reactor Per Burnup Interval Predicted at 100, 200 and 300 FPD of Reactor Operation (the FPD is Started from an Equilibrium Core)

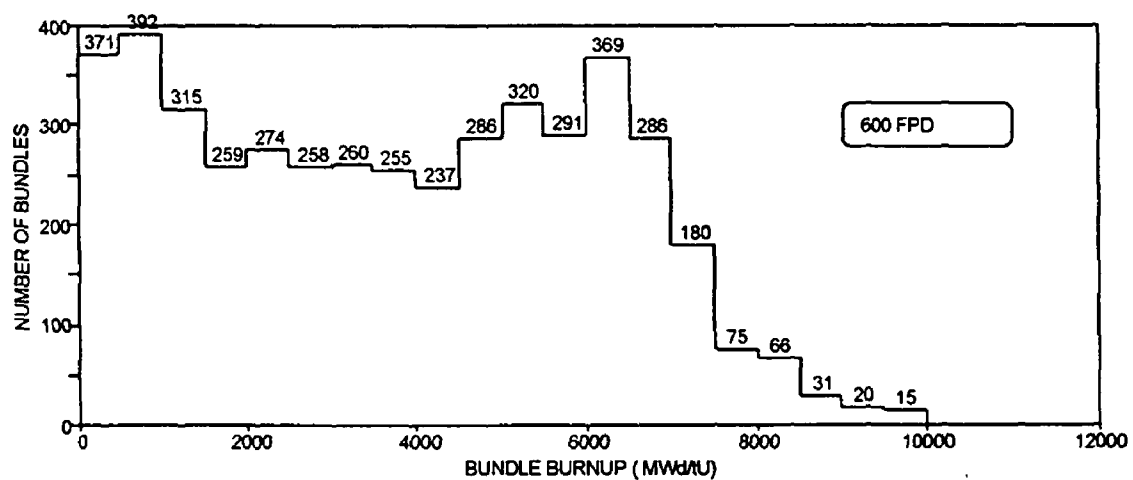
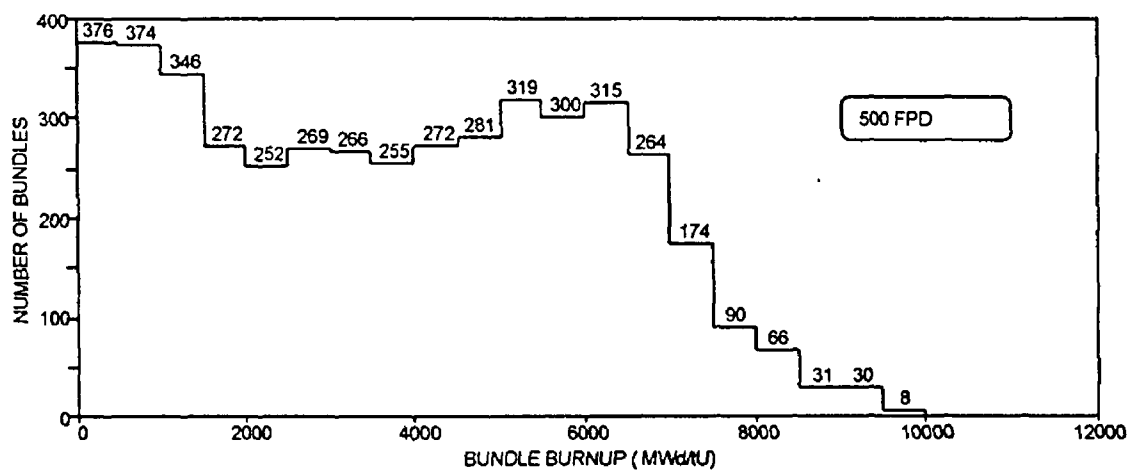
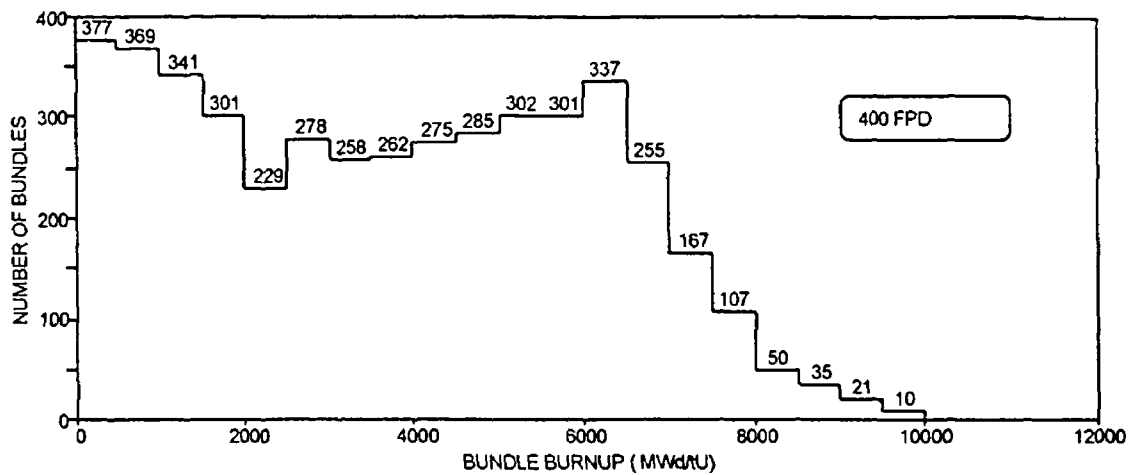


Figure 3-7-2: Number of Bundles in the Reactor Per Burnup Interval Predicted at 400, 500 and 600 FPD of Reactor Operation (the FPD is Started from an Equilibrium Core)

제 3 절 CANFLEX-NU 핵연료 장전 노심의 Xenon 동특성 분석

1. 개요

Xe-135 는 원자로 노심에서 중요한 핵분열 생성물질로서 매우 큰 열중성자 흡수단면적을 가지고 있어 “독물질” 로 분류된다. Xe-135는 핵분열로 직접 생산되기도 하고 또다른 핵분열 생성물인 I-135의 붕괴로도 생성된다. Xe-135는 자체의 방사성붕괴와 중성자 흡수로 소멸된다. 이러한 Xe-135와 I-135의 동특성때문에 정상상태의 중성자속에서 운전되는 핵연료 다발내의 Xe-135의 수밀도(number density)는 중성자속에 의존하여 결정된다. Xe-135는 “포화성” 핵분열 생성물질이기 때문에 중성자속이 무한히 증가하여도 Xe-135의 수밀도는 정상상태에의 함수값으로 수렴한다. Xenon load (제논부하)는 다음과 같은 특징을 가져서 원자로 동특성에 중요한 역할을 한다.

- a) 정상상태 운전시 제논부하는 약 28 mk로써 이는 전체 핵분열생성물 부하의 약 70 %에 해당된다.
- b) 원자로 정지시 I-135의 붕괴에 따른 Xe-135의 증가로 제논부하가 증가한다. 따라서 만약 원자로가 정지된 직후 재가동을 해야할 경우 제논부하를 보상할 잉여반응도를 제공해야 하며 이 때는 조정봉을 인출해야 한다. 만약 원자로를 정지후 바로 재가동하지 않으면 Xe-135가 충분히 붕괴하여 소멸하기전까지는 원자로를 가동할 수 없다.
- c) 또다른 Xe-135에 의해 야기되는 현상은 중성자속의 국부적인 진동 (oscillation) 현상이다. 만약 국부적인 반응도증가가 발생하면 그지역의 중성자속이 증가하게되고 Xe-135의 burnout 이 증가하여 Xe-135의 수밀도가 감소하여 다시 반응도증가를 야기시킨다. 반응도증가로 인하여

출력이 증가하면 Xe-135가 많이 생성되어 중성자속을 감소시킨다. 이런 양상으로 중성자속은 약 15 - 30시간의 주기로 국부적인 진동을하게 된다.

2. CANFLEX-NU의 제논특성

CANFLEX-NU와 기존 37-봉 핵연료다발의 격자내의 중성자 spectrum 은 거의 동일하기 때문에 두 핵연료다발의 제논거동은 거의 같을 것으로 예측된다. POWDERPUF-V[1]와 WIMS-AECL[3] 코드를 이용하여 두 핵연료다발의 제논특성을 계산하여 비교하였다. 표 3.1 과 3.2 에서 보는 바와 같이 두 핵연료 다발의 제논특성은 거의 동일함을 알 수 있다. 그림 3.8은 각각 두 핵연료 다발이 장전된 원자로가 전출력에서 정지하였을 때의 제논거동을 보이며, 거의 동일함을 알 수 있다.

3. CANFLEX-NU장전 CANDU-6 원자로의 제논부하

3 차원 중성자 확산 코드 RFSP와 격자 코드 POWDERPUF-V 를 이용하여 제논 반응도 거동을 분석한 결과는 다음과 같다. 본 분석에서 공간적으로 불균일한 제논의 거동은 RFSP코드 내의 XE option을 이용하여 공간적인 제논의 반응도 영향을 제논의 밀도 변화에 따른 열중성자 흡수단면적의 증감으로 반영하였다.

CANFLEX-NU 핵연료다발이 장전된 CANDU-6형 원자로의 출력변화에 따른 제논부하의 변화를 모사하였다.

가. 각 출력준위에서의 원자로 정지

그림 3.9는 각 출력준위에서 원자로가 정지후 제논반응도 거동을 보여준다. 정지전의 원자로의 출력은 각각 20, 40, 60, 80 그리고 100 % 전출력을 선택하였다. 이 경우에 조정봉이 인출된 상태이다. 그림에서 보듯이 첨두 제논부하는 원자

Table 3-1 Comparison of Xenon Properties between
CANFLEX-NU and 37-element - PPV Result

Irradiation (n/kb)	(Iodine Yield) /(Iodine + Xenon) (Max. of % Error 0.036%)	
	7-element	43-CANFLEX
0.0	0.9647455	0.9647270
0.1	0.9564730	0.9566038
0.2	0.9468493	0.9471020
0.4	0.9322971	0.9326308
0.5	0.9267350	0.9270672
0.6	0.9219943	0.9223107
0.7	0.9179129	0.9182050
0.8	0.9143686	0.9146312
0.9	0.9112673	0.9114978
1.0	0.9085355	0.9087327
1.1	0.9061152	0.9062788
1.2	0.9039596	0.9040905
1.3	0.9020312	0.9021304
1.4	0.9002991	0.9003680
1.5	0.8987381	0.8987782
1.6	0.8973272	0.8973401
1.7	0.8960487	0.8960361
1.8	0.8948876	0.8948514
1.9	0.8938314	0.8937732
2.0	0.8928693	0.8927906

Table 3-1 Comparison of Xenon Properties between
CANFLEX-NU and 37-element - PPV Result
(Continued)

Irradiation (n/kb)	Reference Xenon Concentration (Xenon conc.) / (Eq. Xenon conc.) (Maximum of % Error 0.05 %)	
	37-element	43-CANFLEX
0.0	0.9389110	0.9389492
0.1	0.9384888	0.9386154
0.2	0.9368469	0.9370707
0.3	0.9355774	0.9358764
0.4	0.9346620	0.9350186
0.5	0.9340373	0.9344381
0.6	0.9336503	0.9340848
0.7	0.9334573	0.9339174
0.8	0.9334219	0.9339014
0.9	0.9335141	0.9340078
1.0	0.9337080	0.9342121
1.1	0.9339823	0.9344935
1.2	0.9343187	0.9348344
1.3	0.9347018	0.9352202
1.4	0.9351189	0.9356382
1.5	0.9355590	0.9360781
1.6	0.9360134	0.9365313
1.7	0.9364747	0.9369905
1.8	0.9369367	0.9374500
1.9	0.9373946	0.9379050
2.0	0.9378446	0.9383516

Table 3-1 Comparison of Xenon Properties between
CANFLEX-NU and 37-element -PPV Result
(Continued)

Irradiation (n/kb)	Xenon Incremental Abs. C.S. (cm^{-1}) (Maximum of % Error 0.043%)	
	37-element	43-CANFLEX
0.0	0.0001240	0.0001245
0.1	0.0001226	0.0001229
0.2	0.0001253	0.0001255
0.3	0.0001273	0.0001273
0.4	0.0001286	0.0001286
0.5	0.0001294	0.0001293
0.6	0.0001298	0.0001296
0.7	0.0001299	0.0001297
0.8	0.0001297	0.0001295
0.9	0.0001293	0.0001291
1.0	0.0001288	0.0001286
1.1	0.0001282	0.0001279
1.2	0.0001275	0.0001272
1.3	0.0001267	0.0001264
1.4	0.0001258	0.0001256
1.5	0.0001250	0.0001247
1.6	0.0001241	0.0001238
1.7	0.0001232	0.0001229
1.8	0.0001223	0.0001220
1.9	0.0001214	0.0001212
2.0	0.0001206	0.0001203

Table 3-2 Comparison of Xenon Properties between
CANFLEX-NU and 37-element - WIMS-AECL Result

Irradiation (n/kb)	(Iodine Yield) /(Iodine + Xenon) (Max. of % Error 0.007%)	
	37-element	43-CANFLEX
0.00	0.9665100	0.9665000
0.17	0.9567000	0.9566800
0.34	0.9467600	0.9467300
0.51	0.9387200	0.9386800
0.69	0.9321000	0.9320600
0.86	0.9266200	0.9265700
1.03	0.9219300	0.9218800
1.20	0.9178300	0.9177900
1.37	0.9142200	0.9141800
1.54	0.9110700	0.9110200
1.71	0.9082700	0.9082300
1.88	0.9057900	0.9057400
2.06	0.9035700	0.9035200
2.23	0.9015800	0.9015200
2.40	0.8997900	0.8997400
2.57	0.8981900	0.8981300
2.74	0.8967400	0.8967000
2.91	0.8954400	0.8954000
3.08	0.8942800	0.8942400
3.26	0.8932300	0.8932000
3.43	0.8922900	0.8922600
3.60	0.8914500	0.8914200
3.77	0.8907000	0.8906600
3.94	0.8900300	0.8899900
4.11	0.8894300	0.8893900

(Continued)

Irradiation (n/kb)	Reference Xenon Concentration (Xenon conc.) / (Eq. Xenon conc.) (Maximum of % Error 0.004 %)	
	37-element	43-CANFLEX
0.00	0.9205900	0.9205800
0.17	0.9185700	0.9185600
0.34	0.9163300	0.9163200
0.51	0.9149800	0.9149700
0.69	0.9142300	0.9142200
0.86	0.9139200	0.9139100
1.03	0.9138700	0.9138600
1.20	0.9139800	0.9139800
1.37	0.9142400	0.9142300
1.54	0.9146300	0.9146200
1.71	0.9151000	0.9150800
1.88	0.9156400	0.9156100
2.06	0.9162400	0.9162000
2.23	0.9168300	0.9167900
2.40	0.9174300	0.9173900
2.57	0.9180500	0.9180100
2.74	0.9186500	0.9186100
2.91	0.9192400	0.9192100
3.08	0.9198300	0.9198000
3.26	0.9203900	0.9203600
3.43	0.9209700	0.9209400
3.60	0.9214800	0.9214500
3.77	0.9218500	0.9218100
3.94	0.9219900	0.9219600
4.11	0.9216800	0.9216500

Table 3-2 Comparison of Xenon Properties between
CANFLEX-NU and 37-element - WIMS-AECL Result
(Continued)

Irradiation (n/kb)	Xenon Incremental Abs. C.S. (cm^{-1}) (Maximum of % Error 0.416%)	
	37-element	43-CANFLEX
0.00	0.0001159	0.0001154
0.17	0.0001157	0.0001152
0.34	0.0001179	0.0001174
0.51	0.0001192	0.0001187
0.69	0.0001202	0.0001197
0.86	0.0001204	0.0001200
1.03	0.0001203	0.0001198
1.20	0.0001200	0.0001196
1.37	0.0001196	0.0001192
1.54	0.0001189	0.0001185
1.71	0.0001182	0.0001178
1.88	0.0001174	0.0001170
2.06	0.0001165	0.0001162
2.23	0.0001156	0.0001153
2.40	0.0001148	0.0001144
2.57	0.0001139	0.0001135
2.74	0.0001130	0.0001126
2.91	0.0001121	0.0001118
3.08	0.0001113	0.0001109
3.26	0.0001105	0.0001101
3.43	0.0001097	0.0001093
3.60	0.0001089	0.0001086
3.77	0.0001082	0.0001079
3.94	0.0001075	0.0001072
4.11	0.0001068	0.0001065

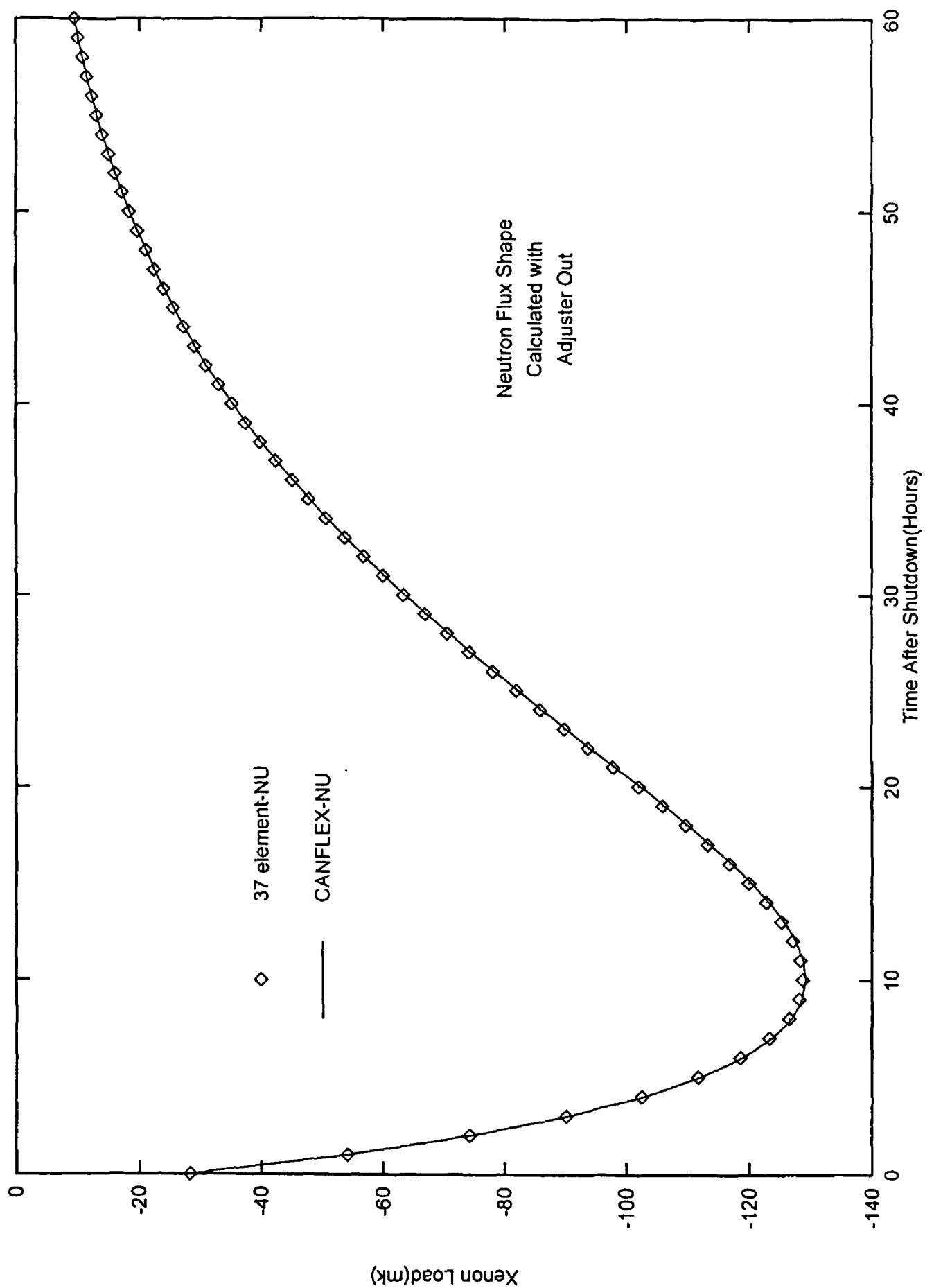


FIGURE 3-8 XENON TRANSIENTS AFTER SHUTDOWN FROM 100% POWER

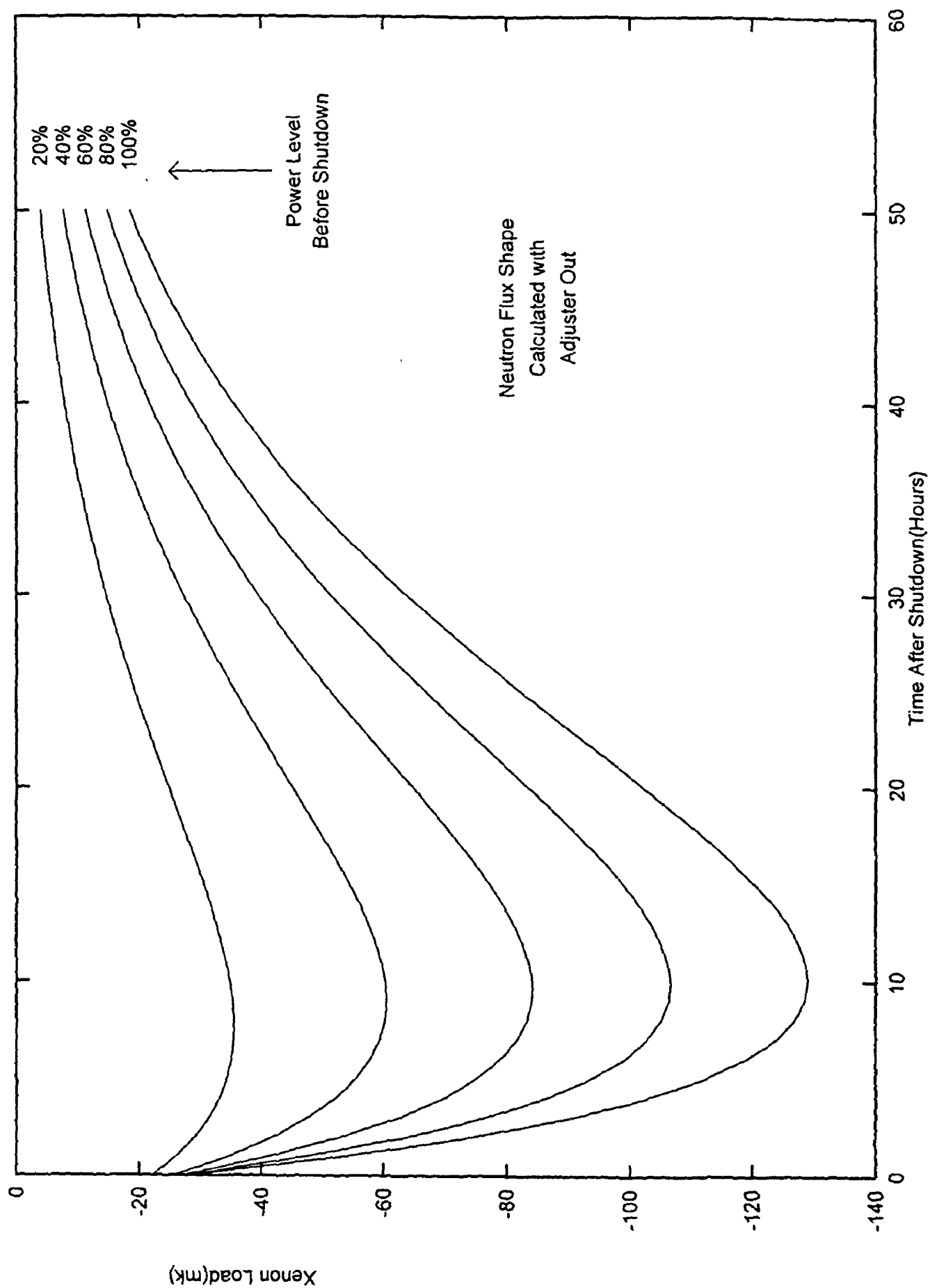


FIGURE 3-9 XENON TRANSIENTS AFTER SHUTDOWN FROM VARIOUS POWER LEVELS

로정지전의 출력준위에 비례하여 상승함을 알 수 있다.

나. 원자로 기동후

제논이 없는 상태의 영출력에서 원자로출력을 20, 30, 60, 80, 100 % 전 출력으로 기동할 경우의 제논부하를 계산하였다. 그림 3.10은 원자로 기동후 65시간 동안의 제논부하 변화를 보여준다. 이경우는 조정봉이 모두 삽입된 상태로 계산되었다.

다. 전출력에서 출력감발(power reduction)

그림 3.11은 출력이 100% 전출력에서 80, 60, 40, 20 및 0 %로 감발하였을 때의 제논반응도변화를 50시간 동안 보여준다. 이경우 조정봉이 모두 삽입된 상태로 계산되었다.

제 4 절 CANFLEX-NU 장전 원자로의 운전정지후 재가동시 노심 특성 분석

1. 단기간 운전정지후 재가동시 노심 특성 분석

가. 개요

이 계산의 목적은 기존의 adjuster rod system 및 이의 banking scheme 이 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에서 30분 xenon override 기능을 확보하는지 확인하는 것이다. 이 계산은 RFSP 코드의 history-based-local-parameter option[3]을 이용하여 수행되었다.

나. 계산 절차

다음과 같은 절차를 통해 본 계산을 수행하였다.

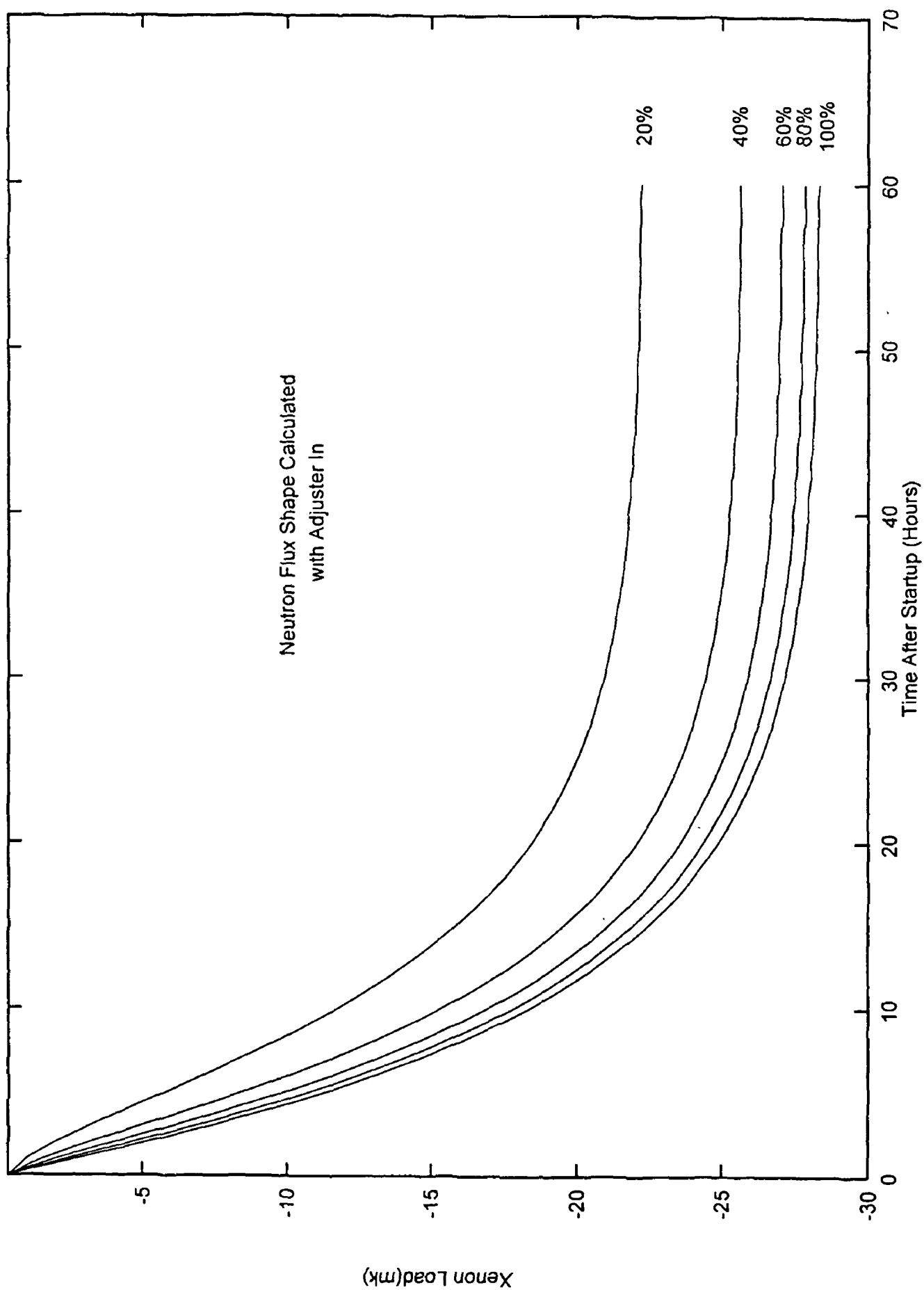


FIGURE 3-10 XENON REACTIVITY TRANSIENTS AFTER STARTUP TO VARIOUS POWER LEVELS

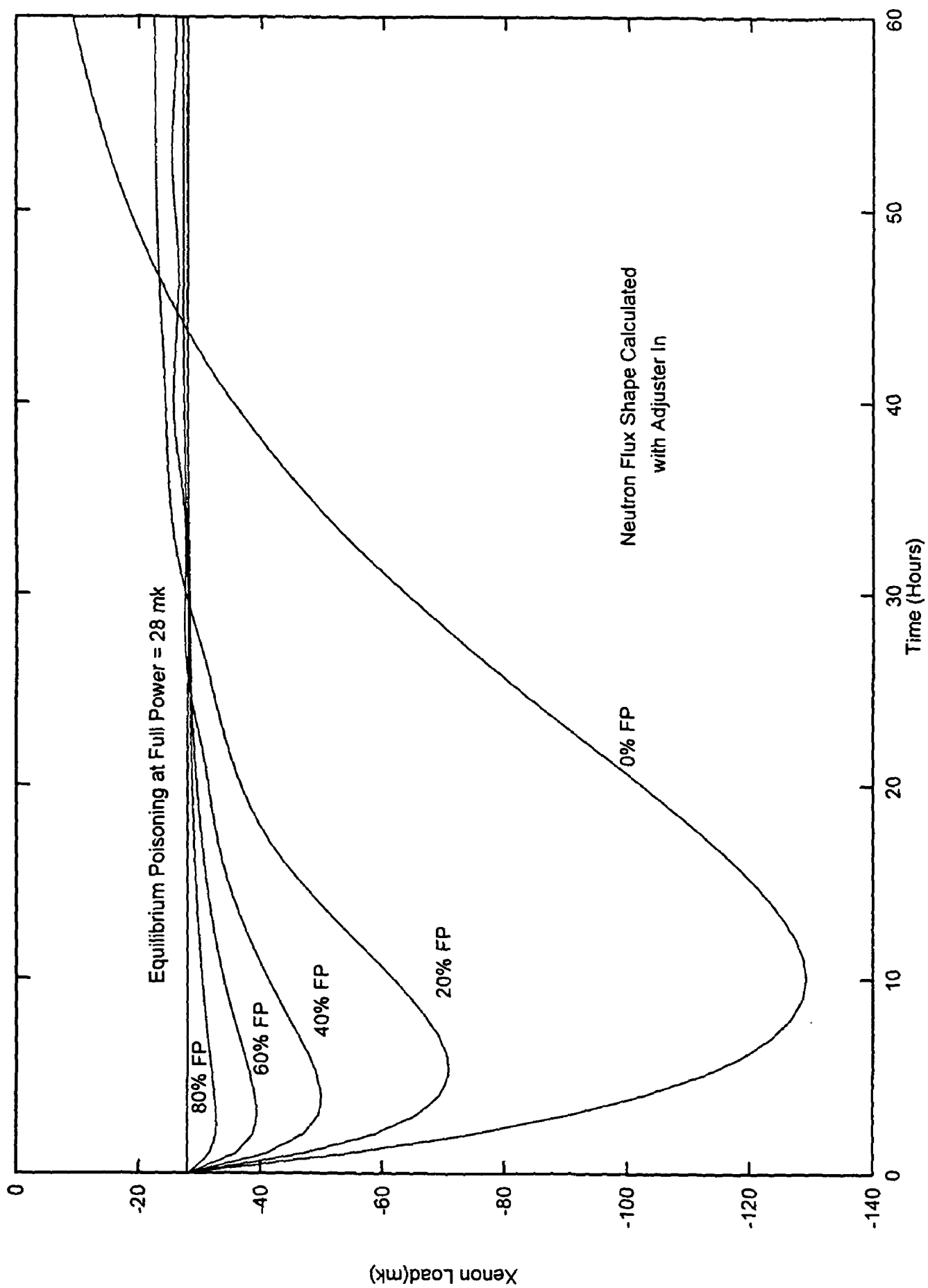


FIGURE 3-11 VARIATION OF XENON LOAD FOLLOWING STEP POWER REDUCTIONS
TO 0,20,40,60 AND 80% OF FULL POWER FROM EQUILIBRIUM POWER CONDITION

- 1) CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심의 time-average model을 설정한다.
- 2) Spatial control을 위한 reference zone flux를 계산한다.
- 3) Xenon override time step을 계산한다. 이 때, 최대의 xenon override time step을 구하기 위해 zone controller의 경수 준위 20%로 하고, 모든 adjuster를 인출된 상태로 한다.
- 4) Xenon time step 0에서 adjuster bank 7을 삽입한다.
- 5) 출력을 순간적으로 76%로 올리고, zone controller의 경수 준위가 70%로 될때의 xenon time step을 구한다.
- 6) 모든 adjuster bank가 삽입될때까지 4) ~ 5) 단계를 반복한다.

다. 계산결과

기존 37봉 핵연료가 장전된 노심에 대한 결과를 표 3.3에 정리하였으며, CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에 대한 결과는 표 3.4에 정리하였다. 한편, 그림 3.12에는 원자로 정지후 재가동시 시간에 따른 노심 출력 변화를 비교하여 나타내었다. 이 결과에 의하면,

- CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심은 기존 37봉 핵연료가 장전된 노심과 마찬가지로 6개의 adjuster bank를 삽입시켜 2시간 40분후에 출력의 91%에 도달하였다.
- 출력이 상승하는 동안 핵연료 다발 및 채널 출력이 정상상태의 최대치를 초과하지 않는다.

이상의 결과에서 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에서 adjuster system은 만족할만한 30분 xenon override 기능을 보이는 것으로 나타났다. 또한, 정상상태의 핵연료다발 및 채널출력의 최대치를 벗어나지 않으면서 빠른 시간동안에 원자로 출력을 전출력에 가깝게 재가동할 수 있다.

TABLE 3.3
SIMULATION RESULTS FOR STARTUP AFTER SHORT SHUTDOWN(37-element)

Power level for xenon (% full power)	Adjuster Banks	k-effective	Xenon Time Step (min)	Average Zone Level %	Max. Channel Power (kW) (Normalized to full power)	Max. Bundle Power (kW)
0.1	None In	1.00118	36.1	50.0	8590 (L-10)	1208 (L-12/7)
56	1-7 Out	1.00118	8.2	62.9	8652 (M-10)	1247 (N-11/6)
65	Bk7 In	1.00117	0.0	9.0	7963 (L-11)	1020 (L-12/7)
65	1-6 Out	1.00119	32.6	69.4	8532 (N-13)	1173 (L-12/7)
68	6,7 In	1.00115	0.0	24.0	7899 (M-08)	1049 (M-11/6)
68	1-5 Out	1.00120	30.2	66.3	8272 (M-15)	1152 (N-11/6)
76	5,6,7 In	1.00116	0.0	23.7	7859 (M-07)	1047 (M-07/6)
76	1 to 4 Out	1.00117	26.8	65.1	8003 (M-15)	1100 (M-07/6)
87	4 to 7 In	1.00120	0.0	26.2	7510 (M-15)	980 (M-11/6)
87	1 to 3 Out	1.00120	26.0	66.2	7635 (M-15)	1030 (M-11/6)
91	3 to 7 In	1.00118	0.0	32.8	7217 (M-07)	941 (M-12/7)
91	1 and 2 Out	1.00118	30.2	66.7	7208 (M-15)	959 (M-12/7)
95	2 to 7 In	1.00118	0.0	34.1	6982 (M-17)	868 (O-11/6)
95	Bk 1 Out	1.00119	47.6	66.8	6840 (M-17)	866 (O-11/6)
100	All In	1.00120	0.0	43.1	6679 (N-17)	822 (P-17/6)
100		1.00119	90.0	75.3	6538 (H-15)	829 (S-11/6)
100		1.00119	90.0	78.9	6549 (H-15)	831 (S-11/6)
100		1.00119	90.0	76.5	6563 (H-15)	821 (S-11/6)

TABLE 3.4
SIMULATION RESULTS FOR STARTUP AFTER SHORT SHUTDOWN(CANFLEX-NU)

Power level for xenon (% full power)	Adjuster Banks	k-effective	Xenon Time Step (min)	Average Zone Level %	Max. Channel Power (kW) (Normalized to full power)	Max. Bundle Power (kW)
0.1	None In	1.00135	35.4	20.0	8596 (L-10)	1211 (L-12/7)
56	1-7 Out	1.00135	8.8	64.6	8696 (M-13)	1258 (M-11/6)
65	Bk7 In	1.00134	0.0	9.8	7919 (K-11)	1022 (L-12/7)
65	1-6 Out	1.00136	30.7	69.4	8538 (M-13)	1176 (L-12/7)
68	6,7 In	1.00134	0.0	23.5	7896 (M-08)	1049 (M-11/6)
68	1-5 Out	1.00136	29.6	67.3	8291 (M-15)	1156 (M-11/6)
76	5,6,7 In	1.00134	0.0	23.8	7862 (M-16)	1049 (M-07/6)
76	1 to 4 Out	1.00136	27.8	65.1	8006 (M-15)	1102 (M-07/6)
87	4 to 7 In	1.00134	0.0	26.3	7505 (M-08)	981 (M-11/6)
87	1 to 3 Out	1.00136	25.1	65.6	7635 (M-15)	1030 (M-11/6)
91	3 to 7 In	1.00133	0.0	32.4	7219 (M-07)	940 (M-12/7)
91	1 and 2 Out	1.00135	29.7	66.2	7202 (M-15)	959 (M-12/7)
95	2 to 7 In	1.00135	0.0	33.8	6984 (M-17)	868 (O-11/6)
95	Bk 1 Out	1.00134	47.5	66.8	6838 (M-17)	866 (O-11/6)
100		1.00135	0.0	43.1	6671 (N-17)	822 (P-17/6)
100	All In	1.00135	90.0	75.3	6528 (H-15)	829 (S-11/6)
100		1.00136	90.0	78.1	6546 (H-15)	830 (S-11/6)
100		1.00135	90.0	75.9	6558 (H-15)	821 (S-11/6)

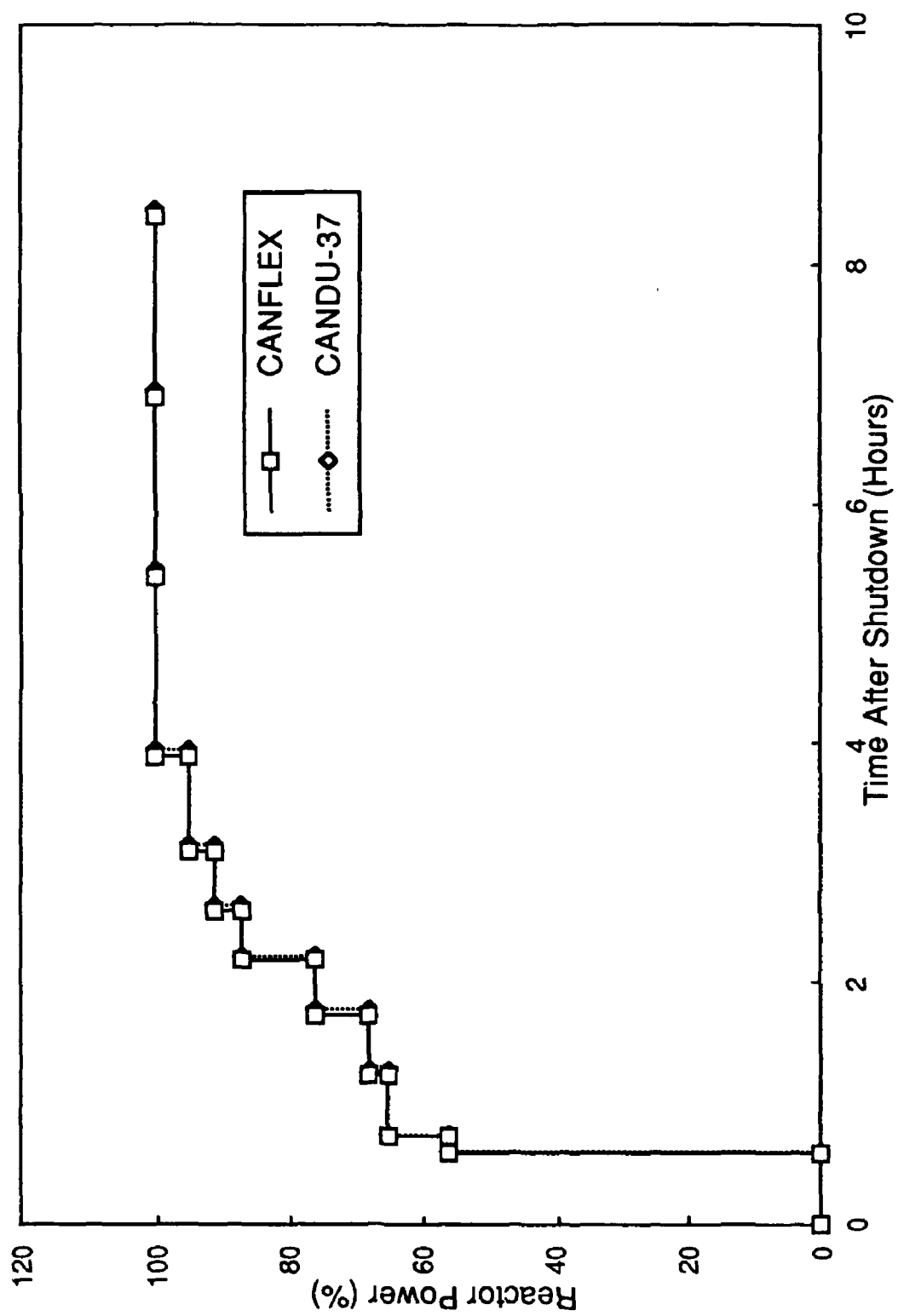


Fig. 3.12 Reactor Power Transient During A Startup Following Short Shutdown

2. 장기간 운전 정지후 재가동시 노심특성 분석

가. 개요

이 계산의 목적은 장기간 운전정지후 원자로 재가동시 빠른 출력 상승을 위하여 adjuster rod system이 적절한 기능을 수행하는지 확인하는 것이다. 이와 같은 원자로 재가동은 보통 adjuster bank 1, 2, 3 및 4를 사용한다. 이 계산을 위해 단기간 운전 정지후 재가동시와 같이 RFSP 코드의 history-based-local-parameter option을 사용하였다.

나. 계산절차

- 1) CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심의 time-average model을 설정하고, 이에 대응되는 Instantaneous model을 설정한다.
- 2) 장기간 운전 정지를 모사한다. 이 때의 노심 조건은,
 - 감속재 온도 : 35 ° C
 - 감속재 밀도 : 0.0
 - 감속재 독물질 농도 : 5 ppm
 - 냉각수 온도 : 35 ° C
 - Zone controller 평균 경수 준위 : 50%
 - Adjuster bank 1-4 인출
- 3) 출력을 전출력의 76%로 올리고 감속재내의 boron을 희석시켜 zone controller의 경수 준위 70%를 유지시킨다. 이때 zone controller 경수 준위가 70%가 될 때의 time step을 구한다.
- 4) Adjuster bank 4를 삽입하고 출력을 87%로 올린다.
- 5) 87% 전출력에서 경수 준위가 70%에 도달하는 time step을 구한다.
- 6) 4) ~ 5) 절차를 모든 Adjuster bank가 삽입될 때까지 반복한다.

다. 계산 결과

기존 37봉 핵연료가 장전된 노심에 대한 결과를 표 3.5에 정리하였으며, CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에 대한 결과는 표 3.6에 정리하였다. 이 결과에 의하면,

- CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심은 기존 37봉 핵연료가 장전된 노심과 마찬가지로 4개의 adjuster bank를 삽입시켜 약 1시간후에 출력의 100%에 도달하였다.
- 출력이 상승하는 동안 핵연료 다발 및 채널 출력이 정상상태의 제한치 935 kW 및 7.3 MW를 각각 초과하지 않는다.

이상의 결과는 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에서 adjuster system은 만족할만한 기능을 보이며, 또한, 정상상태의 핵연료다발 및 채널 출력의 최대치를 벗어나지 않으면서 약 1시간 후에 원자로 출력을 전출력으로 재가동할 수 있다는 것을 의미한다.

제 5 절 CANFLEX 핵연료 온도가 노심 계산에 미치는 영향 평가

1. 개요

CANFLEX 핵연료는 기존 37 핵연료에 비해 선출력이 낮아 핵연료 온도가 낮을 것으로 판단된다. 참고문헌[5] 에서 핵연료다발 출력에 따른 핵연료 온도의 통계적 상관식을 도출하였다. 본 계산에서는 이 통계적 상관식을 사용하여 RFSP 코드를 수정하여 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에 대해 계산을 수행하였다. 37봉 핵연료다발에 대해서는 기존 RFSP 코드의 상관식을 사용하였다. 새로 도출된 CANFLEX 핵연료에 대한 상관식은,

TABLE 3.5
SIMULATION RESULTS FOR STARTUP AFTER LONG SHUTDOWN(37-element)

Power level for xenon (% full power)	Adjuster Banks	k-effective	Xenon Time Step (min)	Moderator-poison (ppm)	Average Zone Level %	Max. Channel Power (kW) (Normalized to full power)	Max. Bundle Power (kW)
0.01	BK 5-7 In	1.00118	0.0	5.1	50.0	7806 (M-16)	1019 (M-17/6)
76	BK 1-4 Out	1.00118	13.4	4.6	69.7	7236 (M-08)	1003 (M-16/6)
67	BK 4-7 In	1.00119	0.0	4.6	33.5	7236 (M-16)	883 (M-11/6)
67	BK 1-3 Out	1.00118	11.3	4.3	68.5	7301 (M-15)	909 (M-11/6)
91	BK 3-7 In	1.00119	0.0	4.3	37.3	6982 (M-07)	859 (M-16/5)
91	BK 1-2 Out	1.00119	10.3	4.0	68.0	6983 (M-16)	863 (M-12/7)
95	BK 2-7 In	1.00119	0.0	4.0	37.9	6831 (M-17)	799 (P-11/6)
95	BK 1 Out	1.00118	14.2	3.6	69.3	6788 (M-17)	810 (P-11/6)
100		1.00118	0.0	3.6	46.9	6627 (N-17)	774 (P-17/6)
100		1.00118	60.0	3.3	49.5	6612 (N-17)	772 (P-17/6)
100	All BK In	1.00118	90.0	2.9	49.9	6602 (N-17)	773 (P-17/6)
100		1.00119	90.0	2.6	48.5	6598 (N-17)	774 (P-17/6)
100		1.00119	90.0	2.3	53.2	6593 (N-17)	778 (P-17/6)

TABLE 3.6
SIMULATION RESULTS FOR STARTUP AFTER LONG SHUTDOWN(CANFLEX-NU)

Power level for xenon (% full power)	Adjuster Banks	k-effective	Xenon Time Step (min)	Moderator-poison (ppm)	Average Zone Level %	Max. Channel Power (kW) (Normalized to full power)	Max. Bundle Power (kW)
0.01	BK 5-7 In	1.00112	0.0	5.0	50.0	7785 (M-16)	1012 (M-06/6)
76	BK 1-4 Out	1.00112	18.0	4.5	71.5	7616 (M-07)	997 (M-07/6)
67	BK 4-7 In	1.00111	0.0	4.5	36.2	7223 (M-11)	876 (M-11/6)
67	BK 1-3 Out	1.00112	7.1	4.2	67.3	7263 (M-08)	899 (M-11/6)
91	BK 3-7 In	1.00113	0.0	4.2	37.0	6961 (M-07)	854 (M-07/5)
91	BK 1-2 Out	1.00112	9.7	3.9	66.6	6957 (M-07)	856 (M-07/5)
95	BK 2-7 In	1.00113	0.0	3.9	37.7	6817 (M-17)	790 (M-18/5)
95	BK 1 Out	1.00112	21.4	3.5	71.7	6727 (M-06)	807 (S-11/6)
100		1.00113	0.0	3.5	49.4	6604 (N-06)	770 (P-17/6)
100		1.00112	60.0	3.2	51.9	6589 (N-06)	768 (P-17/6)
100		1.00112	90.0	2.8	56.4	6566 (N-06)	771 (P-06/6)
100		1.00113	90.0	2.5	56.4	6558 (N-06)	772 (P-17/6)
100		1.00112	90.0	2.2	62.7	6538 (M-06)	778 (S-11/6)

$$T_b = A_0 + A_1P + A_2P^2$$

여기서,

$$A_0 = 561.0$$

$$A_1 = 0.229997$$

$$A_2 = 2.36E-4$$

$$P = \text{핵연료다발 출력 (kW)}$$

$$T_b = \text{핵연료다발 평균 온도 (°K)}$$

기존 37봉 핵연료다발에 대해서는,

$$A_0 = 561.0$$

$$A_1 = 0.475181$$

$$A_2 = 2.27375E-4$$

$$P = \text{핵연료다발 출력 (kW)}$$

$$T_b = \text{핵연료다발 평균 온도 (°K)}$$

2. 계산 절차

RFSP 코드의 history-based option을 사용하기 위해 먼저 time-average model을 설정하고 이에 대응되는 intantaneous model을 설정한다. 이 intantaneous model을 시작점으로 하여 SIMULATE MODULE을 사용하여 핵연료온도를 단일값으로 하는 계산과 핵연료 온도의 통계적 상관식을 사용하는 계산을 수행한다. 두개의 계산 결과를 비교하여 유효증배 계수의 값이 같도록 핵연료 온도를 조절하여 유효 핵연료 온도를 구한다. 이렇게 구해진 유효 핵연료 온도를 사용하여 Time-average 계산을 수행하여 그 결과를 기존의 유효 핵연료 온도를 사용한 결과

와 비교한다.

3. 계산 결과

CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에 대해 단일 핵연료 온도(687°C)를 사용시 유효증배 계수는 1.00068이고, 통계적 상관식을 사용한 결과는 1.00114이다. 유효증배 계수 1.00114를 나타내는 유효 핵연료 온도는 628°C 로 계산되어 기존 사용중인 기존 핵연료 온도 687°C 보다 59°C 낮은 것으로 나타났다.

37봉 핵연료 장전 노심에 대해서는 단일 핵연료 온도(687°C)를 사용시 유효증배 계수는 1.00120이고, 통계적 상관식을 사용한 결과는 1.00148이다. 유효증배 계수 1.00148를 나타내는 유효 핵연료 온도는 640°C 로 계산되어 기존 사용중인 핵연료 온도 687°C 보다 47°C 낮은 것으로 나타났다.

한편, 37봉 및 CANFLEX-NU 핵연료 장전 노심에 대해 각각 새로 계산된 유효 핵연료온도를 사용한 time-average 계산을 수행하여 그 결과를 표 3.7에 정리하였다. 이 결과에 의하면, CANFLEX-NU 핵연료는 유효 핵연료 온도가 기존 37봉 핵연료에 비해 약간 낮으며, 큰 차이를 보이지는 않는다. 방출 연소도는 37봉 장전 노심이 176 MWh/kgU, CANFLEX-NU 장전 노심은 175 MWh/kgU으로 거의 동일한 수준으로 나타났다.

제 6 절 저농축 우라늄(SEU) 핵연료주기 기반 기술 연구

1. SEU 주기 도입에 따른 해석 방법 연구

가. 현재 사용중인 격자코드에 대한 조사

- POWDERPUFS-V(PPV) [1]

Table 3.7 Comparison of Time-average Results

	CANFLEX-NU	CANDU-37
Eff. Fuel Temp. (° C)	628	640
k-effective	1.00118	1.00146
Avg. Burnup (MWh/kgU)	175	176
Feed Rate, Bundle/Day	15.89	15.31
Channel/Day	1.98	1.91
Dwell Time (Days)	191.36	198.50
Max. Channel Power (kW)	6598	6656
Max. Bundle Power (kW)	808.2	801.7

현재 CANDU형 원자로의 핵연료는 천연우라늄을 사용하고 있기 때문에 중성자 스펙트럼이 Maxwell분포와 근접하다. PPV 코드는 이런 천연우라늄 핵연료장전 원자로특성을 이용하여 Westcott cross section convention을 채택하여 격자 해석을 수행한다. 또한 PPV 코드는 현재 운전중인 CANDU원자로에 맞도록 경험적인 관계식을 실험 및 범용 격자코드로부터 얻어 졌다. 따라서 이코드의 적용범위는 감속재가 중수이어야 하며, 구조재는 aluminium 또는 zircaloy로 제한되어 있다.

- WIMS-AECL[2]

원래 영국원자력공사(UKAEA) 소속 Winfrith연구소에서 입수된 것으로, WIMS-AECL은 지난 20여년 동안 캐나다 원자력공사소속 Chalk River 연구소에서 집중적으로 개량되어 왔다. 따라서 이 코드는 그 모델이나 근사가 CANDU용 핵연료구조와 구성재질에 알맞도록 개량되어왔다.

- WIMS[6]

현재까지 연구되고 앞으로 고려되고 있는 개량핵연료주기의 핵연료다발들은 그 형상과 핵분열물질 성분이 기본의 천연우라늄 핵연료다발과는 많이 다르다. 이러한 이유로 그 동안 수행되었던 개량핵연료주기연구를 위해서는 PPV 코드 대신 WIMS를 이용하였다. WIMS코드는 여러 종류의 원자로에 대한 격자해석을 위해 개발된 범용코드이다. 기본 반응 단면적 라이브러리는 14개의 속중성자 군, 13개의 공명 군, 42개의 열 중성자 군으로 구성되어 있다. 따라서 사용자는 정확한 해를 원할 때는 많은 군으로, 또 빠른 계산을 원할 때는 수개의 군으로 계산할 수 있게 되어있다. 라이브러리 속에는 온도에 따라 변하는 열 중성자군 산란 행렬들이 주요 감속재 핵종인 수소, 중수소, 흑연, 베릴륨, 그리고 산소등에 대해 소장되어있다. 공명지역에 대한 취급은 여러 온도에서 등가 균질 계통에 대해 평가된 정확한 공명 적분을 갖춘 등가법칙에 의거해 이루어졌다. 복잡한 격자 구조를 단순화된 구조로 모사한 격자의 주요영역에 대해 'Spectrox" 충돌규칙에 의해 69군 라이브러리에서 정확한 에너지 분포를 얻을 수 있다. 이렇게 하여 얻어진 에너지분포

는 상세한 기하학적 구조 내에서의 수송방정식의 해를 구하기 위해 선정된 수개의 군으로 반응 단면적을 축약시키는데 사용된다. 수송방정식의 해는 칼슨 DSN 방법이나 충돌확률방법으로 얻어진다. 비등방성 중성자 흐름(current)을 포함하는 중성자누출계산은 확산방정식이나 더 복잡한 B1 방법에 의해 수행된다.

- WIMS 코드용 군정수 Library

a. UKAEA, Winfrith

WIMS 안에 원래 있었던 대로 14개 속 중성자그룹, 13개의 공명 군, 그리고 42개의 열 중성자 군으로 구성되어있다.

b. WIMKAL-88[7]

ENDF/B-V 자료를 주축으로 삼고, ENDF/B-V 자료중 공개되지 않은 부분에 대한 보완자료로서 ENDF/B-IV, JENDLE-2, ENDL-84 라이브러리중 개방된 자료를 사용하여 한국원자력연구소에서 취합한 라이브러리이다.

c. ENDF/B-V

미국 BNL에서 입수한 일반적인 ENDF/B-V에 AECL-CRL에서 보강된 라이브러리이다. 핵자료와 반응률에 관한한 최상의 라이브러리로 알려져있다. 현재 KAERI에서 WIMS-AECL 용을 확보한 상태이다.

나. 향후 적용 가능한 격자코드 조사

- DRAGON[8]

CANDU-6형 원자로의 노심 해석은 핵연료, 감속재 및 반응도기구의 2 군 군정수를 필요로 한다. 현재는 PPV-5, WIMS-AECL, MULTICELL 등의 코드

로 균정수를 생산하고 있어서 절차가 복잡할 뿐 아니라 계산체계가 천연우라늄 사용 노심에 맞도록 구축되어 있어 새로운 핵연료 및 원자로에 적용할 때 많은 변경이 필요하다. DRAGON 코드는 이러한 문제를 해결하기 위해 개발되었다. 이 코드는 핵연료 및 감속재의 2-D 격자계산을 중성자 수송방정식으로, 반응도기구의 증분 격자 상수를 3-D geometry의 supercell 모델로 계산한다. 핵연료 및 감속재에 대한 핵자료는 69군 에너지군의 균정수 library를 이용하여 계산되어 2, 4 군으로 균질화할 수 있다. 또한 원자로해석시 local parameter 계산에 필요한 핵종들에 대한 핵자료를 추출하여 저장할 수 있다. 따라서 미시단면적을 통해 local parameter의 보정이 요구되는 노심해석의 경우에 일관성 있는 핵자료를 생산할 수 있다.

- HELIOS[9]

핵연료연소 및 gamma-flux 계산용 2 차원 수송코드인 HELIOS는 복잡한 구조로 된 핵연료 집합체군을 처리할 수 있는 코드이며 ENDF-VI 를 기초로한 균정수 library를 사용한다. HELIOS는 중성자 수송거동을, 내부적으로 collision probability 법칙에 의해 다루어지는 공간요소들을 current coupling 방식으로 결합하여 해석한다. 공명흡수지역의 해석을 위해 군별 중성자속과 공명흡수 공명흡수 균정수에 대하여 2차식으로 나타낸다. 2차식의 계수들은 균질화된 수소와 공명흡수 물질에 대한 것이며 다른 핵종들에 대해서는 중간영역(intermediate) 공명흡수 근사를 적용한다. 공간 불균일에 대하여서는 등가법칙으로 묘사되며 그 공간종속성은 보조수송방정식을 통하여 구해진다.

중성자와 gamma입자는 CCCP (Current Coupling Collision Probabilities) 방법으로 다루어지며 library의 에너지별 균정수를 균질화하지 않고 각 에너지군 계산을 수행한다. 각 공간영역간을 직접 충돌확률함수로 coupling 할 수 있을 뿐 아니라 다른 여러가지 방법으로 각분할하여 coupling 할 수가 있다.

2. SEU 주기 도입에 따른 핵연료 관리 방안

현재 고려되고 있는 SEU를 사용하는 개량핵연료주기를 기존 천연우라늄 핵연료에 최적화된 CANDU원자로에 적용할 경우, 고려되어야 할 사항은 핵연료의 잉여반응도 및 동특성이다. 개량핵연료주기에서 사용되는 핵연료들은 천연우라늄핵연료와는 핵분열물질의 성분과 조성이 다르기 때문에 CANDU원자로 내에서의 거동도 다르게 나타난다. 0.9w/o SEU/RU 핵연료는 천연우라늄에 비해 잉여반응도가 상대적으로 높지 않아 기존 CANDU원자로에 4/2 shift 장전방식을 적용할 수 있으며 동특성도 양립함을 보였다. 그러나 이보다 큰 잉여반응도를 가지며 노내의 Pu/U의 조성비가 천연우라늄장전 노심에 비해 큰 핵연료의 경우에는 원자로 제어 범위내의 잉여반응에 해당하는 핵연료를 장전해야 하기 때문에 adjuster 없이도 축방향 중성자속 및 출력분포를 평평하게 하므로 adjuster 의 존재로 인해 축방향 중성자속 및 출력분포가 "낙타등" 같은 형태를 나타나게 되어 원자로 운전과 제어, 그리고 핵연료 전전성측면에서 바람직하지 않다. 따라서 기존 원자로의 핵연료관리 방안을 그대로 적용할 수 없으며 반응도 제어 장치를 변경해야 하는 문제가 있다. 이런 문제점을 해결한 여러 가지 핵연료 관리 방안이 연구되었으며, 다음에 간략히 요약해 보았다.

가. Axial Shuffling[10]

Axial shuffling 은 한 채널 전체를 비워서 장전될 새 핵연료다발과 기존의 핵연료다발을 다시 정렬하여 장전하는 방법이다. 이 방법을 이용하면 노심 내의 축방향 출력분포를 원자로 운전에서 적합하도록 쉽게 조절할 수 있다.

나. Checkboard Refuelling[11]

노심의 중앙부를 각 쌍의 checkboard 형태로 나누어 각기 2 bundle shift와 가상 6 bundle shift로 핵연료를 장전하는 방법이다. 가상 6 bundle shift는 3번의 2 bundle shift를 빠르게 수행하는 방법이다. 2 bundle shift 지역의 축방향 출

력분포는 채널입구에서 최대치를 보이며 가상 6 bundle shift 지역에서는 채널중앙에서 최대치를 나타낸다. 이 두가지방법을 checkboard식으로 적용하면 좋은 축방향 출력분포를 얻을 수 있다.

다. Multi-stage Refuelling[12]

이 방법은 checkboard 방식의 가상 6 bundle shift 방식을 adjuster 부근에 적용하는 방법이다. 이때, 연속적인 2 bundle shift 장전의 시간 간격을 조절하여 원하는 축방향 출력분포를 얻는다.

참고문헌

- [1] E.S.Y. Tin and P.C. Loken, "POWDERPUFS-V Physics Manual ", AECL internal Report, TDAI-31 part 1 of 3, 1979.
- [2] J.V. Donnelly, "WIMS-CRNL, A User's Manual for the Chalk River Version of WIMS", AECL-8955, 1986.
- [3] D.A. Jenkins and B. Rouben, "Reactor Fuelling Simulation Program-RFSP : User's Manual for Microcomputer", TTR-321, 1991.
- [4] M.H. Younis and P.G. Boczar, "Time-Dependent Refuelling Simulation for 1.2 % SEU in a CANDU 6 at Equilibrium", HPBP-36, 1989.
- [5] 박광석, "CANDU 핵연료 다발에 대한 다발 평균 핵연료 온도 계산용 상관식 도출", Memorandum, CKF-MA-TM-94001, 1994.
- [6] M.J. Halsall, "A summary of WIMSD4 Input options", AEEW-M 1327 (1980)
- [7] 김정도 외, "원자로 해석을 위한 핵자료 평가 및 균정수 생산", KAERI/RR-750/88, 1988.
- [8] E. Varin, "Toward the Generation of a Consistent Reactor Cross-Section Database for CANDU-6 using DRAGON", Institut de Genie Nucleaire, Ecole Polytechnique de Montreal, 1994.
- [9] SCANPOWER International Consultants, "HELIOS Lattice Physics"
- [10] YOUNIS, M.H. and BOCZAR, P.G., "Axial Shuffling Fuel Management Schemes for 1.2% SEU in CANDU", Second Int. Conf. DANDU Fuel, Pembroke, Ontario, 1989 October 1-5.
- [11] CHAN, P.S.W., and DASTUR, A.R., "Checkerboard Fuelling - The Key to Advanced Fuel Cycles in Existing CANDU Reactors", Proc. Sixth Annual Conf. CNS, Ottawa, Canada, 1985, pp.14-28-14-35.
- [12] YOUNIS, M.H., and BOCZAR, P.G., "Equilibrium Fuel Management Simulations for 1.2% SEU in a CANDU-6", AECL-9986, 1989.

면

면

제 4 장 중수로용 개량 핵연료 (CANFLEX) 장전 원자로의 안전성 해석

면

면

제 1 절 서설

본 장에서는 중수로용 개량핵연료인 CANFLEX-NU 를 가동중 CANDU CANDU-6 상용로에 장전하기 위해 취득하여야 하는 장전 인허가의 규제요건에 근거한 설계기준 가상사고시 CANFLEX-NU 의 안전성 평가를 기술하고 있다. 본 안전성 해석과 관련하여 당해년도에 수행한 주요 연구업무는 다음과 같이 두 부분으로 분류할 수 있다.

- CANFLEX-NU 의 상용로 장전 관련 인허가 및 안전성 평가방안 정립
 - 장전계획
 - 해석 사고항목 선정
 - 안전성 해석 방법론 정립
- CANFLEX-NU 의 예비 안전 평가 수행
 - 30% 원자로 입구 모관 파단사고시 기존 37봉 CANDU-6 핵연료 (표준 핵연료) 대비 CANFLEX-NU 의 상대적 안전성 평가
 - 일차계통 열수송 펌프 상실 사고시 표준핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 상대적 안전성 평가

제 2 절 본론

1. CANFLEX-NU 의 상용로 장전 관련 인허가 및 안전성 평가방안 정립

CANFLEX-NU 의 가동중 상용로 장전 인허가 취득을 위해서는 원자력법 시행령 제 18조 (변경허가의 신청)와 제 19조 (경미한 사항의 변경 신고) 제 3항에 근거하여 CANFLEX-NU 장전 계획서 및 CANFLEX-NU 장전으로 인한 표준핵연료 운전상황 변경에 대한 안전성 분석 보고서를 관련 규제 기관에 제출한 후, 장전 적

절성 여부를 승인 받아야 한다. 또한, 안전성 해석 수행전 장전시 영향을 받을 해석 사고 항목의 선정 및 각 사고의 안전성 해석 방법론 정립이 선행되어야 한다.

가. 장전 계획

CANFLEX-NU 의 가동중 상용로 장전 계획은 피장전 원자로의 안전 가동에 위험부담을 극소화하며, 점진적이며 또한 신축적이어야 한다. 이러한 이유로, 다음과 같은 3 단계의 CANFLEX-NU 장전 방안을 설정하였다.

- 1 단계: CANFLEX-NU 다발의 소규모 (약 20 다발) 상용로 장전 단계로 피조사 다발의 점검 및 hot-cell 내에서의 시험 등으로 실제 가동 조건에서 CANFLEX-NU 다발의 핵연료 설계요건 (강도, 충격 및 기존 핵연료 교환기와의 양립성 등) 만족 여부의 검사단계이다.
- 2 단계: 대규모 (약 1000 다발) 상용로 장전 단계로 CANFLEX-NU 다발의 표준 제조기술의 적당성 여부 및 핵연료 성능 확증을 위한 통계자료 확보가 주목적이다.
- 3 단계: CANFLEX-NU 다발의 전노심 장전으로 최종 단계이다.

위 3 단계 모두 발전소 운영자 (한국전력 주식회사)의 결정이 선행과제로, '97년에 1 단계 장전을 수행하는 것을 목표로 현재 한전(한국전력 주식회사) 측과 협의 중에 있다. (본 보고서 제 5 장 참조)

나. 해석 사고항목 선정

원칙적으로는 캐나다 규제기관 AECB 의 안전해석 규제요건 문서 C-6 [1] 에 열거된 모든 설계 기준 사고들이 해석 사고 항목이 될 것이다. 그러나, 각 장전 단계에 따라 장전 규모가 다르므로 각 장전단계에 따라 영향을 받을 사고 항목도 다를 것이다. 사고항목의 선정에 CANFLEX-NU 와 표준 핵연료와의 다음과 같은 열수력적 차이점의 이해도 중요하다:

- 수력적으로, CANFLEX-NU 는 표준 핵연료와 거의 동일하다, 즉 주어진 압력 강하의 경우 두 핵연료는 거의 같은 유량을 가진다 (반대의 경우도 같음).
- 열적으로는, 같은 다발 출력시 CANFLEX-NU 의 최고 선출력이 표준 핵연료 의 것보다 20% 정도 낮다.
- CANFLEX-NU 의 임계 열유속은 표준 핵연료의 것보다 button (열유속 향상 물) 부착으로 증가되었다.

따라서, CANFLEX-NU 는 표준 핵연료에 비해 더 낮은 최고 핵연료 온도 및 더 높은 임계 열유속을 가지므로 향상된 안전 및 운전 여유를 가진다.

1 단계 장전의 경우 총 다발의 1% 미만의 장전이므로 사고시 전체 회로 열수력 거동은 장전 전후 거의 동일할 것이다. 이 경우 핵연료 파손을 초래하지 않는 사고들 (소형 LOCA, 전원 상실 사고, 일차회로 펌프 상실사고, 이차회로 급수 상실 사고, 주 증기관 파손 사고 등)은 방사능 핵분열 생성물의 누출이 없어, 안전성에 영향을 주지 않을 것이므로 해석 사고대상에서 제외될 수 있다. 따라서, 핵연료 파손을 허용하는 다음 사고들이 해석되어야 한다:

- ① 대형 LOCA
- ② Class IV 전원 상실을 수반하는 대형 LOCA
- ③ 비상 냉각재 상실을 동반하는 대형 LOCA
- ④ 압력관 파단사고
- ⑤ 종단 이음관 파손사고
- ⑥ 유동 차폐사고
- ⑦ 자관 파손사고

2 단계 및 3 단계 장전과 같은 대규모 장전의 경우 사고시 전체 회로 열수력 거동의 큰 변화가 가상되나, 전술한 CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 수력적 동등성을 감안하면 경미한 변화가 예상된다. 실제로, 전 노심이 CANFLEX-NU 로

장전된 CANDU-6 원자로의 30% 입구 모관 파단 LOCA 시 예비 회로 열수력 해석 결과 [2] 에 의하면, CANFLEX-NU 장전 원자로와 표준 핵연료 장전 원자로의 전체 회로 열수력 거동은 거의 동일하여, 전체 열수력 거동 변화가 거의 없음을 보여주었다. 그러나, 좀 더 많은 해석결과가 부족한 현재로서는 C-6 에 열거된 모든 설계기준 사고들을 해석 대상 사고 항목으로 선정하는 것이 보수적이다.

다. 안전성 해석 방법론 정립

CANFLEX-NU 장전으로 인한 CANFLEX-NU 와 표준 핵연료가 혼합된 천이 노심의 안전성 해석에는 95년 한국 규제기관 (KINS) 에 제출된 월성 2, 3, 4호 최종 안전성 해석 보고서 (FSAR) 에 사용된 방법론의 채택이 최적이다. 그 이유는 첫째로 월성 2, 3, 4호 FSAR 은 캐나다 안전해석 규제요건 C-6 를 충실히 적용한 안전해석 보고서 (SAR) 이고, 둘째는 시기적으로 CANFLEX-NU 장전으로 인한 천이노심의 안전성 해석 보고서 (RTSR) 의 KINS 심사를 위한 제출 시기가 월성 2, 3, 4 호기 FSAR 안전성 해석 방법론의 KINS 에 의한 검토 종결 후로 안전 해석 방법론 관련 주요 현안들이 해결된 후이기 때문이다. 월성 2, 3, 4호 FSAR 에 사용된 방법론은 월성 2, 3, 4호 FSAR 에 기술되어 있다.

2. CANFLEX-NU 의 안전성 예비 평가

표준 핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 안전 여유도 향상을 보기 위하여 두 대표적 설계 기준 사고 (LOCA 및 NON-LOCA) 에 대한 예비 안전 평가가 수행되었다. LOCA 로 30% 원자로 입구 모관 파단 사고가 선택되었고, NON-LOCA 로 일차계통 열수송 펌프 상실 사고가 선택되었다. 전자는 채널 건전성 관점에서, 후자는 피복관 건전성 관점에서 각각 임계사고들이다. 해석 원자로는 전형적 CANDU-6 원자로를 택했다.

단일 채널 해석은 열수송계통 회로해석에서 얻은 모관 경계조건들 (압력, 엔탈피 및 건도)을 단일 채널의 입구 및 출구 모관에 부과하여 단일 채널의 상세 열수

력 반응을 조사하는 해석법으로, 임계 조건에서 안전 여유도 평가시에 사용하는데, 주로 CATHENA 전산코드를 사용하여 단일 채널 해석을 수행한다. 그림 4.1 은 CATHENA 단일 채널 모델의 nodalization 을 보여 준다. 그림 4.2 와 4.3 은 각각 CANFLEX-NU 및 표준 핵연료 채널의 단면적 분할 모델을 보여준다. 해석 단일 채널로는 O6 채널이 선택 되었는데, 그 이유로는 O6 채널이 최소 CPR (Critical Power Ratio) 를 가지고 있기 때문이다. 핵연료 채널은 12 node 로 균등하게 축방향으로 나누어 졌다. 최고 채널 및 다발 (6 번 및 7 번 다발) 출력은 각각 최고 출력 가동조건인 7.3 MW 및 935 kW 로 표준화 되었다. 시간 평균 다발 출력 계산에 근거한 채널 축방향 출력분포는 표 4.1 에 주어졌다. 반경 방향 출력 분포는 플루토늄 최고치에 해당하는 연소도에서 취하였는데, 왜냐하면 이 연소도에서 핵연료 및 핵연료 채널 건전성의 관점에서 한계 연료봉인 외환봉의 출력이 최대치에 달하기 때문이다. CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 반경방향 출력분포가 평균 연료봉 출력으로 표준화하여 표 4.2 에 주어졌다. 또한, 표 4.2 에서 보듯이, 표준 핵연료에 비해 CANFLEX-NU 가 편평한 반경 방향 출력 분포로 나타났다.

단일 채널 해석에 필수적인 모관 경계 조건은 30% 원자로 입구 모관 파단사고의 경우에는 열수력 전산코드 CATHENA 로, 일차계통 열수송 펌프 상실 사고에는 열수력 전산 코드 SOPHT 로 수행한 열수송 계통의 회로 해석으로 각각 얻어졌다 (일차계통 열수송 펌프 상실 사고시 SOPHT 의 사용은 CATHENA 에 비해 우수한 제어 모델을 가졌기 때문이다). 표준 핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 단일 채널 열수력 거동 비교를 단순화하기 위해 표준 핵연료에 해당하는 모관 경계조건을 동일하게 CANFLEX-NU 와 표준 핵연료 채널에 적용하였다. 실제로, 참고 문헌 2 는 30% 원자로 입구 모관 파단 사고시 CANFLEX-NU 에 해당하는 모관 경계조건은 표준 핵연료에 해당하는 모관 경계조건과 거의 동일함을 보여주어, 이 가정의 정당성을 입증하였다.

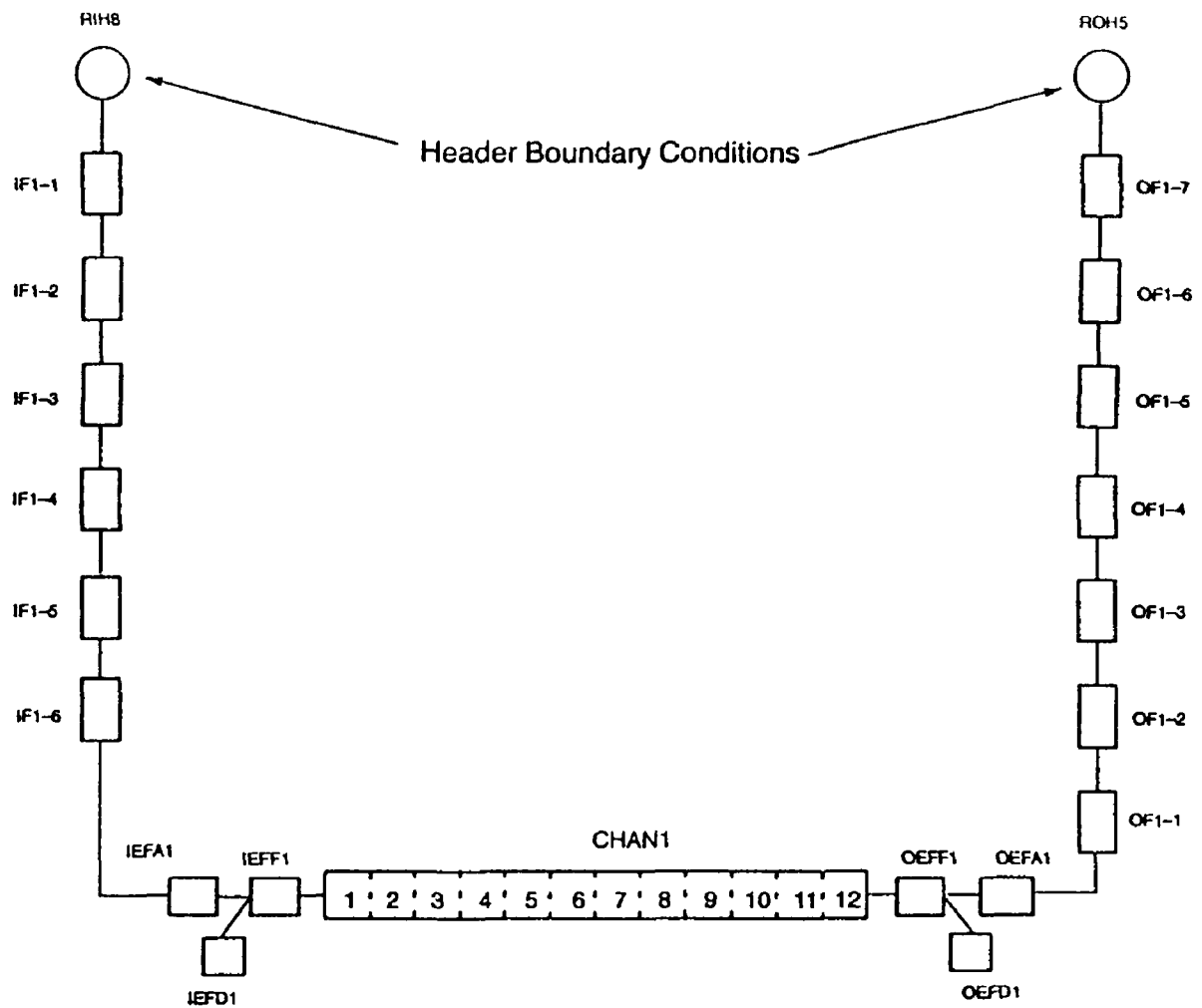


Fig. 4.1 Slave Channel Nodalization of Channel O6

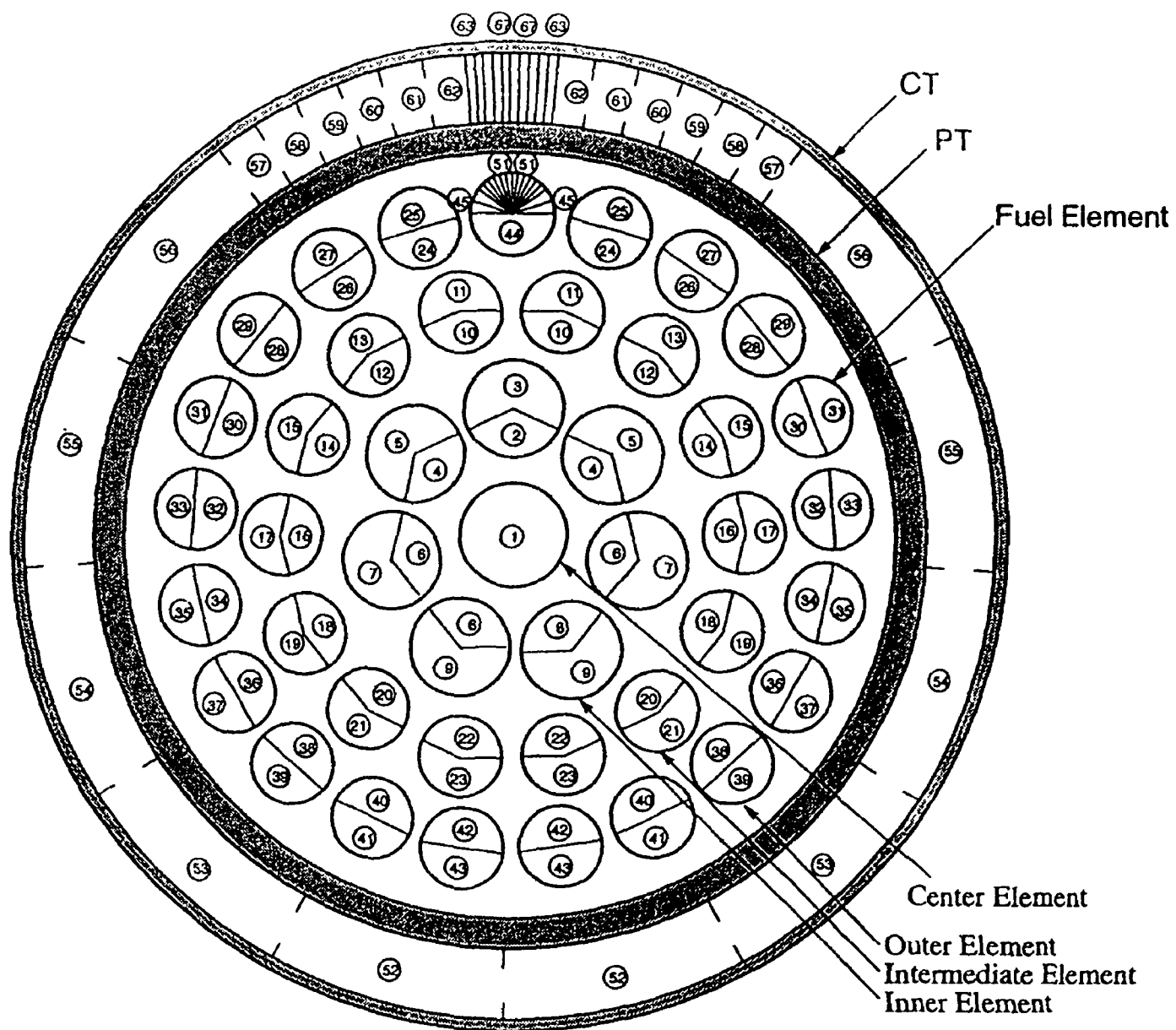


Fig. 4.2 Sectoring of Fuel Channel in CANFLEX CATHENA Model

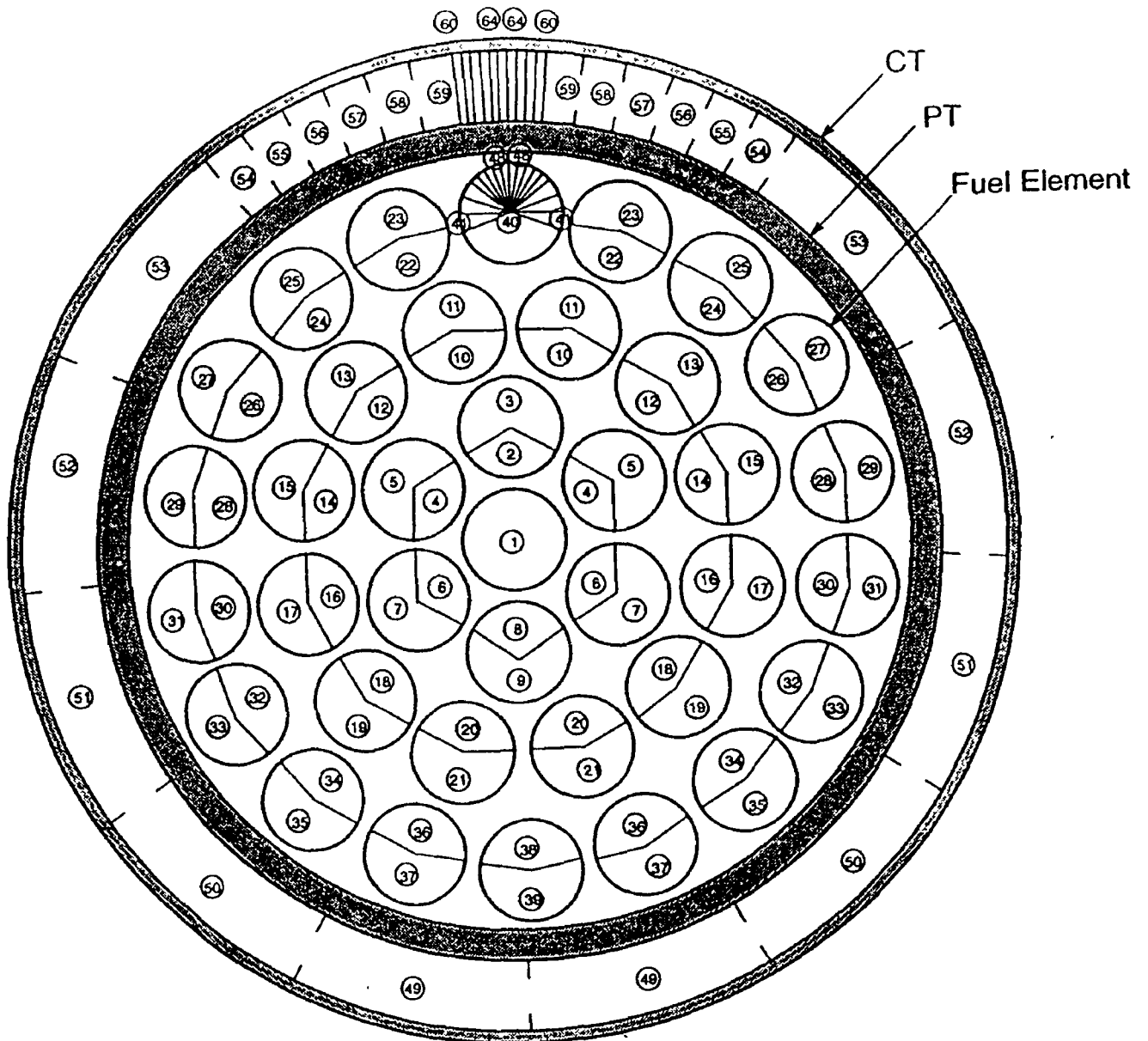


Fig. 4.3 Sectoring of Fuel Channel in Standard CATHENA Model

표 4.1 채널 O6의 축방향 다발 출력 분포

다발 번호	축방향 다발 출력 분율
1	0.0153
2	0.0556
3	0.0849
4	0.1043
5	0.1197
6	0.1281
7	0.1281
8	0.1200
9	0.1020
10	0.0791
11	0.0498
12	0.0131
합계	1.0
총 채널 출력 (MW)	7.3

표 4.2 최고 플루토늄 연소도에서 반경 방향 다발 출력 분포

연료봉 환	연료봉 수		평균 연료봉 출력으로 표준화 된 연료봉 출력 분율	
	표준 핵연료	CANFLEX	표준 핵연료	CANFLEX
외환	18	21	1.131	1.058
중환	12	14	0.9206	0.8707
내환	6	7	0.8051	1.080
중심환	1	1	0.7613	1.0325

가. 30% 원자로 입구 모관 파단사고시 표준핵연료 대비
CANFLEX-NU 의 상대적 안전성 평가

CATHENA 로 수행한 회로 해석 결과에 의하면 원자로 트립 (trip) 은 0.45 초에, 파손 회로로 고압 비상냉각수 주입 시작은 43 초에 각각 발생하였다. 트립 변수는 SDS1 (제 1 원자로 정지 계통) 대수 출력 고증가율이었다.

그림 4.4 는 7 번 다발에서 핵연료 중심 및 피복관 (그림 4.2 의 분할 44 및 그림 4.3 의 분할 40) 외부 표면온도와 압력관 최상단 (그림 4.2 의 분할 67 및 그림 4.3 의 분할 64) 내부 표면온도 과도 거동을 보여 준다. CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 최고 핵연료 중심 온도는 각각 1960 °C 및 2348 °C로, 융점 (약 2840 °C)보다 훨씬 아래이고, 둘다 1.6 초에 그 온도에 도달 했다. CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 최고 피복관 온도는 각각 1402 °C 및 1530 °C이고, 둘다 21 초에 그 온도에 도달했다. 표준 핵연료에 비해 CANFLEX-NU 의 상대적으로 낮은 최고 핵연료 중심 및 피복관 온도는 CANFLEX-NU 의 상대적으로 낮은 외환봉의 선형 출력으로 인한 낮은 저장열에 기인한다.

압력관 최상단 분할의 온도는 압력관/칼란드리아관 접촉 싯점까지 단조로운 증가후 주변 감속재로 열손실로 급격히 냉각 된다. CANFLEX-NU 장전 압력관의 가열율이 표준 핵연료 장전 압력관에 비해 더 낮아, 압력관/칼란드리아관 접촉이 CANFLEX-NU 장전시 표준 핵연료 장전 경우보다 2 초 뒤인 18 초에 발생한다. 압력관/칼란드리아관 접촉 최고 온도와 압력은 CANFLEX-NU 장전시 각각 806 °C 및 4.3 MPa 이고, 표준 핵연료 장전 경우에는 각각 817 °C 및 4.6 MPa 이다. 압력관/칼란드리아관 접촉후 압력관의 건전성은, 접촉 비등 실험 결과 [3] 에 근거하여, CANDU-6 의 주변 감속재의 충분한 과냉각 여유도로 칼란드리아관의 dryout 이 방지되어 보장된다. 따라서, CANFLEX-NU 장전의 경우가 더 낮은 접촉 온도 및 압력으로 표준 핵연료 장전시보다 압력관 (즉, 핵연료 채널) 건전성 관점에서 근소 하지만 향상된 안전 여유도를 가지고 있다.

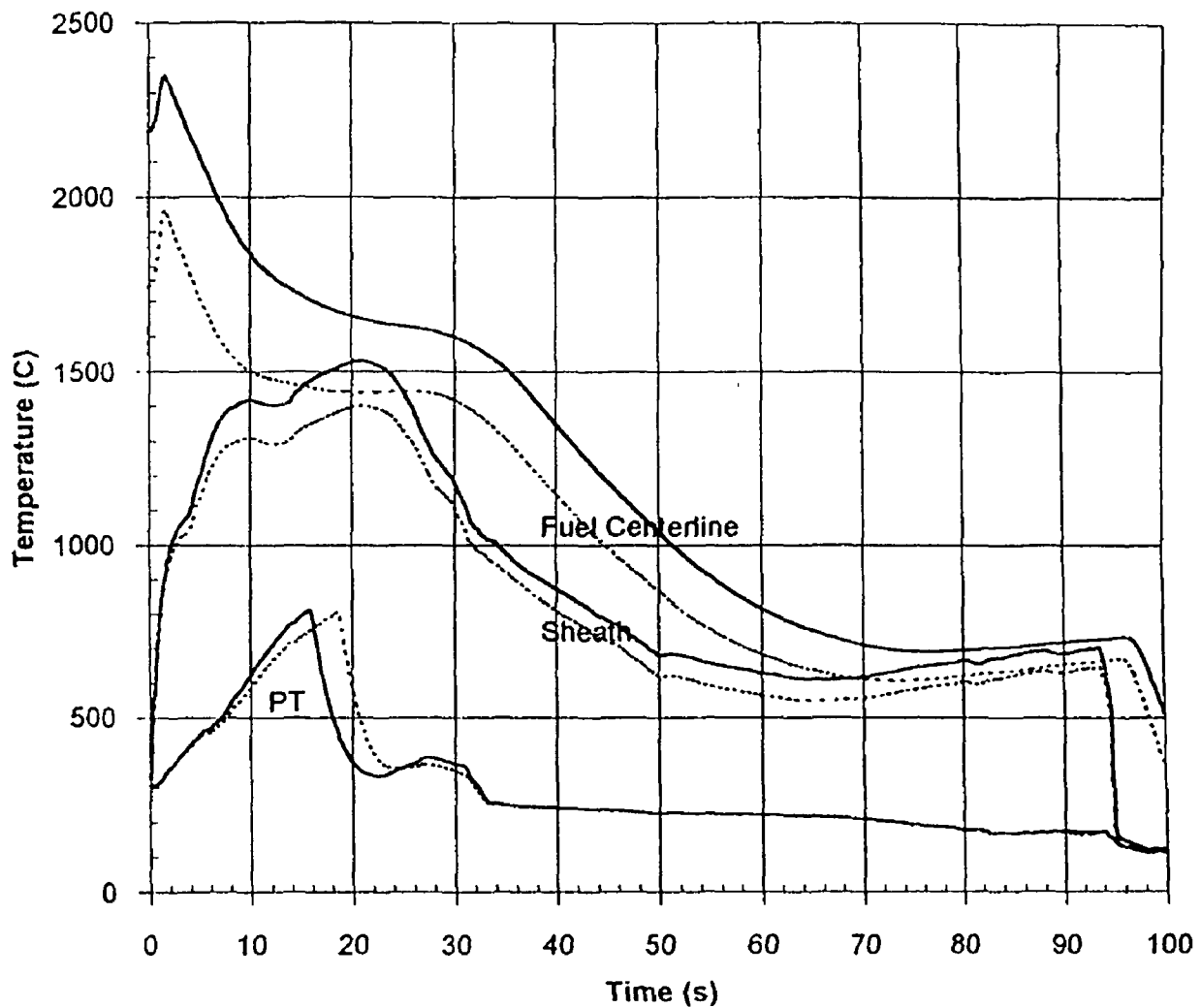


Fig. 4.4 Temperature Transients at Axial Node 7 of 7.3 MW (O6) Channel; Fuel Centerline, Sheath & PT Temperatures at the Top of Standard (solid line) & CANFLEX (dotted line) Bundles (30% RIH Break LOCA Case)

나. 일차계통 열수송 펌프 상실 사고시 표준핵연료 대비 CANFLEX-NU의 상대적 안전성 평가

SOPHT 코드로 수행한 회로 해석 결과에 의하면 원자로 트립은 5.3 초에 발생하였다. 트립 변수는 SDS2 (제 2 원자로 정지 계통) 고압이었다.

그림 4.5 는 7 번 다발에서 핵연료 중심 및 피복관 (그림 4.2 의 분할 44 및 그림 4.3 의 분할 40) 외부 표면온도 과도 거동을 보여 준다. CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 최고 핵연료 중심 온도는 각각 1909 °C 및 2307 °C로, 융점 (약 2840 °C) 보다 훨씬 아래이고, 둘다 트립 직후인 5.8 초에 그 온도에 도달 했다. 피복관 고갈 발생이 CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 경우 각각 5.2 초 및 4.2 초에 예측 되었다. CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 최고 피복관 온도는 각각 587 °C 및 778 °C 이고, 둘다 5.7 초에 그 온도에 도달했다. 피복관은 이러한 온도하에서 손상되지 않고 여러 시간 견딜 수 있다 [4]. Dryout 된 피복관의 재냉각 (rewet) 은 CANFLEX-NU 와 표준 핵연료의 경우 각각 12 초 및 20 초에 되었다. 30% 원자로 입구 모관 파단 사고의 경우와 같이 표준 핵연료에 비해 CANFLEX-NU 의 상대적으로 낮은 최고 핵연료 중심 및 피복관 온도는 CANFLEX-NU 의 상대적으로 낮은 외환봉의 선형 출력으로 인한 낮은 저장열에 기인한다.

제 3 절 결과 요약

안전성 해석과 관련하여 당해년도 (94. 7 - 95. 7) 에서 얻은 주요 연구 결과를 요약하면 다음과 같다.

- CANFLEX의 상용로 장전 관련 인허가 및 안전성 평가 방안 정립
 - 장전 계획: 3 단계 장전
 - 1 단계: 소규모 (약 20 다발) 장전
 - 2 단계: 대규모 (약 1000 다발) 장전

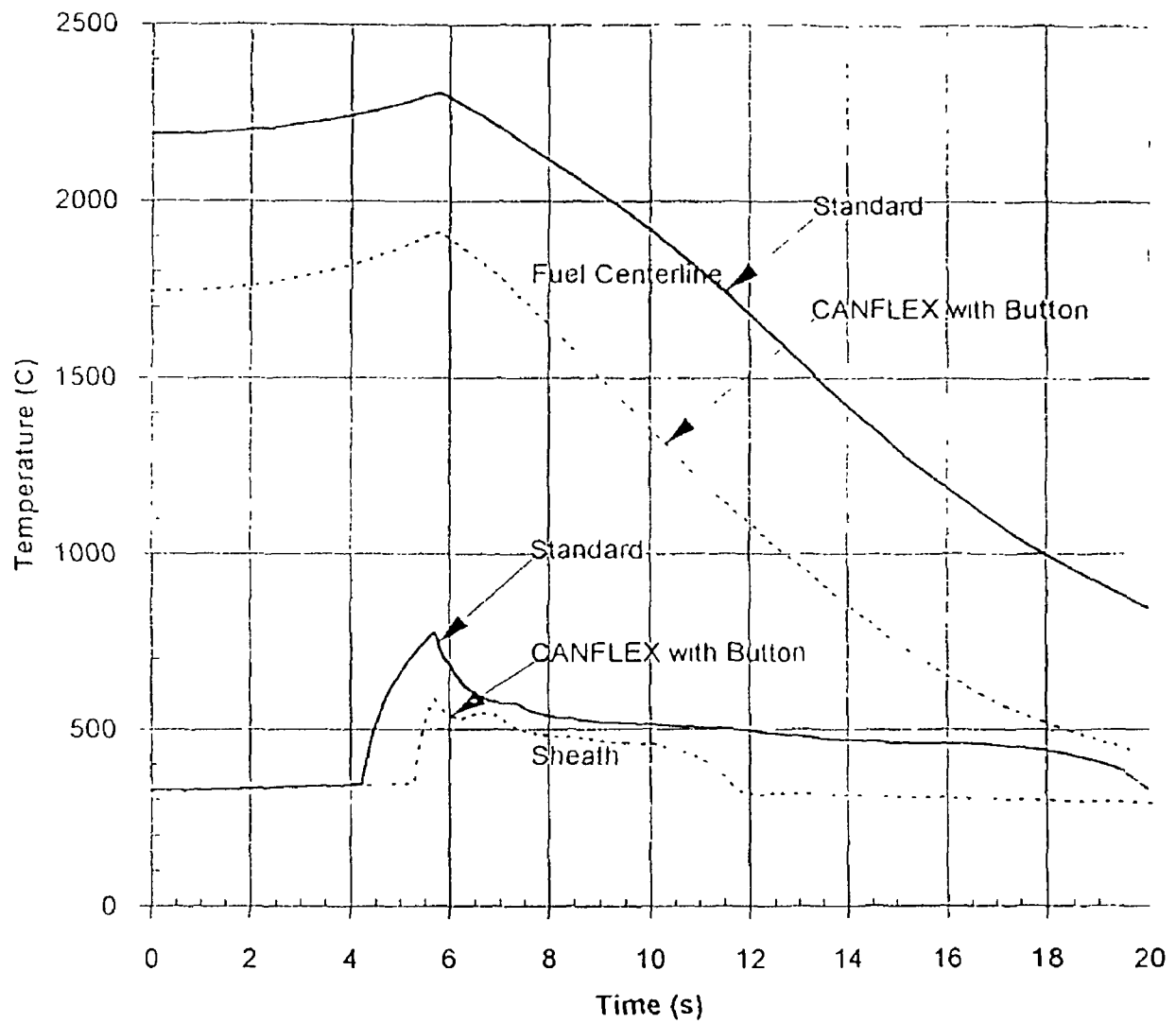


Fig. 4.5 Fuel Centerline & Sheath Temperature Transients of Top Outer Element at Axial Node 7 of 7.3 MW (O6) Channel (Total Loss of Class IV Power Case)

- 3 단계: 전노심 장전
- 해석 사고항목 선정: 각 장전 단계에 따른 사고 항목 선정
 - 1 단계: 핵연료 파손 허용 사고들
 - . 대형 LOCA
 - . Class IV 전원 상실을 수반하는 대형 LOCA
 - . 비상 냉각재 상실을 동반하는 대형 LOCA
 - . 압력관 파단사고
 - . 종단 이음관 파손사고
 - . 유동 차폐사고
 - . 자관 파손사고
 - 2 단계 및 3 단계: C-6에 열거된 모든 설계기준 사고들
- 안전성 해석 방법론 정립: 월성 2, 3, 4호 FSAR 에 사용된 방법론 채택

○ CANFLEX-NU 의 예비 안전 평가 수행

- 30% 원자로 입구 모관 파단사고시 표준핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 상대적 안전 평가: 핵연료 채널 건전성 관련 안전 여유도의 근소한 향상
 - 최고 핵연료 중심온도가 2348 °C (표준 핵연료) 에서 1960 °C (CANFLEX-NU) 로 388 °C 감소
 - 최고 피복관 온도가 1530 °C (표준 핵연료)에서 1402 °C (CANFLEX-NU) 로 128 °C 감소
 - 최고 압력관 온도가 817 °C (표준 핵연료)에서 806 °C (CANFLEX-NU) 로 11 °C 감소
- 일차계통 열수송 펌프 상실 사고시 표준핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 상대적 안전 평가: 핵연료 건전성 관련 안전 여유도의 큰 향상
 - 최고 핵연료 중심온도가 2307 °C (표준 핵연료)에서 1909 °C (CANFLEX-NU) 로 398 °C 감소
 - 최고 피복관 온도가 778 °C (표준 핵연료)에서 587 °C (CANFLEX-NU) 로 191 °C 감소.

참고 문헌

- [1] "Requirements for the Safety Analysis of CANDU Nuclear Plants", AECS Consultative Document C-6, June 1980.
- [2] D.J. Oh, H.S. Lim and M.Y. Ohn, "Fuel Channel Analysis for Large LOCA in CANDU Reactor Loaded with CANFLEX Fuel Bundles", KAERI/TR-508/95, April 95.
- [3] G.E. Gillespie, R.G. Moyer and P.D. Thompson, "Moderator Boiling on the External Surface of a Calandria Tube in a CANDU Reactor During a Loss-of-Coolant Accident", AECL-7664, October 1982.
- [4] V.J. Langman, R.D. McDonald and P.J. Fehrenbach, "Recent CANDU Transient Fuel Behaviour Data from Research Reactor Irradiation", AECL-7415, May 1982.

면

면

제 5 장 국제공동연구 및 국내 유관기관과의 협조

면

면

제 1 절 서설

당해년도 동안 AECL 측과 3 차례의 기술회의와 1 차례의 진도회의를 개최하였고, AECL 측과 공동으로 원자력 안전기술원 및 한국전력(주)에서 CANFLEX-NU 핵연료 개발에 대한 설명회를 개최한 바 있다. 본 장에서는 AECL 과의 CANFLEX 공동 개발 회의의 주요 내용 및 최근까지의 이행여부 결과와 상용로 시범장전을 위한 국내 산업체와의 협의 내용을 총괄적으로 기술하고, 본 분야과제에서 담당하고 있는 NRU 노내시험 현황을 기술하고, CANFLEX 핵연료의 경제성 분석 내용을 또한 기술한다.

제 2 절 국제공동연구 및 국내 유관기관과의 협조 현황

1. AECL 과의 국제공동연구 현황

AECL 측과 3 차례의 기술회의와 1 차례의 진도회의를 개최하였는데, 그 구체적인 내용 및 해결 현황은 다음과 같다.

○ 제 6 차 기술회의 ('94.7.20-26, AECL)

- AECL 의 WIMS 전산코드의 KAERI 전수방안 토의 ☞ 1995 년 중반 AECL 로 부터 ENDF-V/E library 를 사용하는 WIMS-AECL version 을 입수
- ZED-2 로물리 시험의 KAERI 연구원 참여방안을 토의하고, 로물리 시험 일정을 검토 ☞ 1995년 8월부터 ZED-2 로물리 시험을 착수하고, 이를 위해 7월 부터 6개월간 KAERI 연구원을 파견
- AECL 측은 CHF 시험결과와 개정된 CHF correlation/look-up table 을 KAERI 에게 전수 ☞ CANFLEX 2 button 설계에 대한 CHF enhancement factor 전수

- AECL 의 인허가용 CANFLEX Freon CHF Test 에 KAERI 연구원을 참여시킴 ☞ 1995년 7월 부터 6개월간 KAERI 연구원을 파견
- KAERI/AECL CANFLEX reference drawing의 설계제원 공동검토 ☞ 제 7 차 기술회의 기간중인 1994년 12월 16일 공동 승인
- AECL 의 핵연료장전기와의 양립성 시험 준비 진행사항 검토 ☞ 1995년 하반기로 시험일정이 연기
- KAERI 내구성 시험용 부품제작의 AECL 협조사항 토의 ☞ 진행중
- AECL 측의 licensing manager 지명 및 시험장전 인허가 전략 토의 ☞ AECL 측에서 J. Lau 를 licensing manager 로 지정하고, KAERI 측 전문가와 더불어 시험장전 인허가 방안을 수립

○ 제 7 차 기술회의 ('94.12.12-16, AECL)

- 시험장전 인허가 및 안전해석 전략 수립 ☞ 7차 기술회의에서 시안을 검토하였고, 8차 기술회의에서 3단계 방안 전략수립 완료
- 핵연료 설계도면 공동 검토 및 승인 ☞ 1994년 12월 16일 공동 승인
- KAERI 제조 CANFLEX 핵연료 다발의 NRU 노내시험 ☞ KAERI 에서 는 NRU 조사시험용 다발 2개를 제조완료하였으나, 사용된 농축우라늄의 원산지가 미국인 관계로 이들 다발의 AECL 발송을 위해 현재 미국 에너지성의 동의를 기다리고 있음. AECL 에서는 이들 다발을 수령한 직후 NRU 에 장전할 것으로 기대.
- ZED-2 로물리시험 ☞ 1995년 5월중 조기착수할 것으로 기대하였으나, AECL 측 사정으로 1995년 8월부터 ZED-2 로물리 시험을 착수 예정
- 내구성 시험 ☞ AECB 로 부터 승인된 최신 방법을 적용하여 시험시간 을 400 시간으로 단축하기로 토의한 바 있으나, 최근 3000 시간 시험을 재토의 중에 있음
- 버턴 용접 시방 ☞ 완료 및 이들 내용을 다발 시방서에 기술
- CHF 시험결과 및 향후 시험 계획 ☞ AECL 의 인허가용 CANFLEX Freon CHF Test 에 KAERI 연구원을 참여시킴과 동시에 더 필요한 시험 내용을 상호토의 예정

- AECL 의 support 업무 ⇨ 설계해석 업무 및 안전해석 업무수행을 위해 KAERI 연구원 1인씩을 각각 3개월씩 파견중, 열수력 해석 업무 및 CHF 시험 참여를 위해 KAERI 연구원 1인 6개월 파견
- CANAFLEX symposium 개최 ⇨ 1995년 4월 10일 KINS 직원 대상으로 CANFLEX seminar 개최, 1995년 4월 13일 한전 직원 대상으로 CANFLEX seminar 개최

○ 제 8 차 기술회의 ('95.4.10-13, KAERI)

- 시험장전 인허가 및 안전해석 전략 수립 ⇨ 7차 기술회의에서 시안을 검토하였고, 8차 기술회의에서 3단계 방안 전략수립 완료
- 핵연료 설계도면 개정 ⇨ 1995년 4월 설계도면 작성상의 error 를 수집하여 설계도면 개정본 발행
- 핵연료재장전기의 측면정지기와 봉단접합판사이의 틈새를 각 연료봉 위치에서 일정하게 유지시키기 위해 지지체 높이를 증가시키는 방안 ⇨ KAERI 에서 이미 지지체 높이를 증가시켰음. E dimension 규제치 재설정 방안은 9차 기술회의에서 검토할 예정
- 버턴 용접을 포함하는 가공상 애로점 ⇨ KAERI 의 제조 경험을 통해 현황 파악 완료, 개선 방안은 9차 기술회의에서 토의 예정
- CHF 시험결과 및 향후 시험 계획 ⇨ AECL 의 인허가용 CANFLEX Freon CHF Test 에 KAERI 연구원을 참여시킴과 동시에 더 필요한 시험 내용을 상호토의 예정
- CANAFLEX 설명회 전략 ⇨ 1995년 4월 10일 KINS 직원 대상으로 CANFLEX seminar 개최- 캐나다에서의 인허가 방안을 집중 소개하고 국내 인허가 방안과 비교 토의, 1995년 4월 13일 한전 직원 대상으로 CANFLEX seminar 개최- 원전 운전여유도와 관련하여 드러난 CANFLEX-NU 의 사용 필요성을 강조하고 개량 핵연료주기 개발의 전망을 설명

○ 제 6 차 진도회의 ('95.4.11, KAERI)

- AECL/KAERI CANFLEX 공동개발 협정의 연장 ☞ AECL에서는 시범장전 등을 마무리하기 위해 3년 연장을 주장하고 있고 KAERI에서는 협정의 5년 기한으로 갱신하여 CANFLEX-SEU(RU) 개발을 포함시킬 것을 주장하고 있음. 계속 토의될 사항임.

2. 국내 유관기관과의 협조 현황

가. 원자력 안전기술원과의 협조

본 연구개발 팀에서는 CANFLEX-NU의 설계를 '95.12 까지 마무리하고, 1996년 상반기중 정부설계승인과 월성로 시범장전 인허가를 신청할 계획인데, 이를 위한 전초 작업으로 원자력안전기술원 전문가를 대상으로 1995년 4월 10일 CANFLEX-NU에 대한 설명회를 AECL과 공동으로 개최하였다. 이 설명회에서는 원자력안전기술원이 CANDU 개량 핵연료 재장전과 관련하여 적용할 인허가 방안을 캐나다에서 AECB가 취하는 방안과 비교하고, 우리가 어떻게 대처하여야 하는가를 검토하는 것이 주 의제이었다. 원자력안전기술원에서는 현재까지 CANDU 원자로용 핵연료를 교체하는 경우에 대한 심의 경험이 전무하기 때문에, PWR 경우를 참조하여 인허가 방안을 개발할 의향을 견지하였는데, KAERI와 AECL에서는 CANDU 원자로 원산지인 캐나다에서의 인허가 현황을 참조 반영하기를 바라는 의견을 전개하였다. KAERI에서는 아직까지 명확하게 밝혀지지 않는 않지만 본 회의에서 느낀 원자력안전기술원의 인허가 방안을 존중하여 이 방안에 맞추어 모든 문서작업을 진행중에 있다.

나. 한전과의 협조

한전 본사 및 한전 기술연구원 직원과 원전연료 직원을 대상으로 1995년 4월 13일 CANFLEX-NU에 대한 설명회를 AECL과 공동으로 개최하였다. 이 설명회에서는 CANFLEX 설계특징 등의 기술적 사항을 중점적으로 발표하였고 월성로에서의 CANFLEX-NU 시범장전의 필요성을 제기하였다. 이 설명회의 후속 조치로, 한전 본사내 핵연료 담당 부서와 CANFLEX-NU 시범장전을 위한 기술성, 안

전성 및 경제성 검토를 구체적으로 수행하였다. 한전에서는 시험을 위한 시범장전이 아니고 필요성에 의해 요구되는 전량 장전의 전초로서의 시범장전을 고려하기 때문에, 현재 한전 자체 내에서 구체적 검토 및 의견 수렴을 하는 과정에 있는데, 이 과정을 통해 KAERI 에서 요청하는 시범장전의 수용 여부를 최종 결정할 예정이다.

제 3 절 CANFLEX 핵연료의 NRU 노내조사시험

AECL 과 KAERI 양 기관이 공동으로 승인하고 있는 CANFLEX-NU 의 최종 설계 version 인 Mk.4 의 노내조사를 위해, AECL 측은 2.25% 농축우라늄 60 kg 을 KAERI 에게 제공하였고 KAERI 측은 이를 이용하여 다발 2개를 제조완료한 바 있다. 그러나, 상기 AECL 제공 농축우라늄의 원산지가 미국이기 때문에 미국 에너지성의 사전동의를 아직 받지 못하여, 이들 다발들을 '95년 6월 현재까지 AECL 로 보내지 못하고 있다. 이러한 사정에도 불구하고 AECL 에서는 CANFLEX 의 노내 건전성 및 시험 자료 확보를 위해, 최종 설계 이전 version 인 Mk. 3 다발들에 대한 NRU 노내조사시험을 계속 수행하고 있다. 다음은 AECL 이 수행하고 있는 CANFLEX 다발의 NRU 노내시험 현황이다.

CANFLEX 다발의 첫번째 노내조사시험은 1989년 시작되었으나, NRU 원자로에서 발생한 Loss-of-Flow Accident 에 의해 중단되었다가 1994년 2월 부터 속계되었다. 이와는 별도로 Mk.3 설계로 제조된 다발 AJJ 를 NRU 의 U-1 loop 에서 착수하였다. 이 다발 AJJ 는 원자로에서 높은 출력을 얻기 위해 2.25% 농축우라늄을 사용하며, Zircatec 에 의해 제조되었다. 다발 AJJ 는 U-1 loop 에서 발생한 문제 때문에 연소도 200 MWh/kgU 까지도 조사되지 못한채 U-2 loop 으로 옮겨져고, 이 U-2 loop 에서 1994년 10월 부터 재조사되기 시작하였다. U-2 loop 에서 함께 조사되던 다른 핵연료다발에서 핵연료 파손이 발생하는 바람에 원자로에서 다른 핵연료 다발들과 같이 원자로에서 제거되었다가 1995년 1월 재장전되어 1995년 3월까지 재

조사되었다. 이때까지 달성된 핵연료 연소도는 290 MWh/kgU 이었다. 표 5.1 에 나타나 있는 바와 같이, 다발 AJJ는 매우 높은 출력으로 조사되다가 핵연료에 결함이 발생되어서 더 이상 조사되지 못하고 원자로에서 방출되었다. 표 5.1 에 나타나 있는 연료봉 출력은 설계에서 가장 높게 고려하고 있는 출력 (935 kW 다발출력) 보다 훨씬 높다. 이 다발은 조사후시험은 1995년 7월 이후에 착수될 예정이다.

다발 AJJ이외에 3개의 CANFLEX 다발이 아직까지 NRU 원자로에서 조사되고 있다. 다발 AJK 는 다발 AJJ 와 마찬가지로 2.25% 농축우라늄을 사용하여 Mk. 3 설계로 제조되었고 직경이 작은 봉단접합판을 사용하는데, 1994년 10월 부터 조사되기 시작하였고 그 출력도 낮으므로 현재 도달된 연소도도 다발 AJJ 에 비해 낮다. 다발 AHV 와 다발 AHT 는 천연우라늄을 사용하여 Mk.1 설계로 제작되었고, 1995년 1월부터 조사중에 있다.

표 5.1 다발 AJJ 의 출력이력

Time Period	Sustained Max. Linear Power (kW/m)				Bundle Power
	Elem. Ring	Top	Middle	Bottom	
'94 Feb 2 to	Inner	49	48	46	952 ~ 1106 kW
'94 July 8	Intermediate	45	44	42	
(in U1 Loop)	Outer	67	66	64	
'94 Oct 14	Inner	50	48	45	975 ~ 1036 kW
to 94 Nov 8	Intermediate	45	43	41	
(in U1 Loop)	Outer	61	59	57	
Approximately Burnup to Present 290 MWh/kgU.					

제 4 절 CANFLEX 핵연료의 경제성 분석

발전회사 (한국전력(주)) 에서 제공하는 원자재 및 핵연료 가공비 가격 자료 (표 5.2 참조) 를 사용하여 CANFLEX 경제성을 분석하였다. 이 경제성 분석은 발전회사에서 CANFLEX 를 사용할시 얻을 수 있는 경제적 이득을 예비 평가하기 위한 것이었기 때문에, 매우 보수적인 가격 자료를 입력으로 사용하여 수행하였다.

표 5.3 은 CANDU-6 1 호기를 기준으로 CANFLEX 경제성 평가 결과를 요약하여 나타낸 것이다. CANFLEX-NU 의 연간 핵연료비는 기존 37개 연료 봉다발의 핵연료비보다 2억원 정도 더 비쌀 것으로 예측되었다. 그러나, CANDU-6 원자로 에서의 aging 현상에 기인하여 ROP 여유도가 불충분해지고 이에 따라 핵연료 재장전시 출력 감발 및 연소도 손실이 초래되어 그 결과 발전소에서 연간 5억원 정도 규모의 손실이 발생될 수 있다라는 것 [2] 을 감안하면, CANFLEX-NU 를 사용함으로써 오히려 연간 3억원 정도의 경제적 이득을 가져올 수 있다. Aging 현상이 아주 심화되어 원자로 정격출력을 낮추어야 할 경우에도, CANFLEX-NU 를 사용하면 기존 핵연료 사용 때보다 CCP 가 5% 이상 향상되는 특징에 따라 원자력 정격출력도 5% 이상 높아져 이 결과 연간 85 억원 이상의 경제적 이득을 갖고 오므로, 총 83억원 이상으로 경제성을 향상시킨다. 회수우라늄(RU)을 사용하면, 핵연료비 절감이 극대화 된다. 즉, 기존 핵연료 사용에 대비하여 연간 62% 까지 핵연료비를 절감할 수 있는데, 이 절감액은 연간 31 억원에 달한다. 저농축우라늄을 사용할 경우의 핵연료비 절감액은 농축비가 차지하는 분량이 커져서 회수우라늄 사용에 비해 크게 나타나지 않았지만, 0.9% 농축우라늄 핵연료 기술이 바로 회수우라늄 핵연료 기술이고 또한 1.2% 농축우라늄 핵연료 기술이 바로 DUPIC 과 같은 개량 핵연료주기 기술이므로, 저농축우라늄 핵연료 개발이 필요하다.

표 5.2 경제성 분석에 사용된 가격 자료

◦ Natural uranium, U ₃ O ₈ [US\$/kgU]	31.2	
◦ Conversion		
- Enriched uranium		
. U ₃ O ₈ to UF ₆ [US\$/kgU]	6.0	
. UF ₆ to UO ₂ [US\$/kgU]	40.0	
- Natural uranium		
. U ₃ O ₈ to UO ₂ [US\$/kgU]	11.5	
◦ Enrichment [US\$/kgSWU]	100.0	
◦ RU Price (UO ₂ base)	50 % of NU Price	
◦ Zircaloy-4 tube [US\$/each]	5.0	
◦ Fabrication [US\$/kgU]		
- 37 element bundle	30.0	
- 43 element bundle		
Case 1 : 30 + 5(43-37)/18.5 =	31.6	
Case 2 : 30 x 43/37 =	34.9	
◦ Burnup & Backend cost		
<u>Enrichment[w/o]</u>	<u>Burnup[MWd/kgU]</u>	<u>Backendcost [US\$/kg]</u>
0.71	7.3	46.2
0.9	13.9	49.2
1.2	21.6	50.8
◦ Enrichment (Tails Enrichment 0.3%)		
<u>Enrichment[w/o]</u>	<u>kgNU-feed/kgU-product</u>	<u>kgSWU/kgU-product</u>
0.71	1.000	0.000
0.9	1.460	0.163
1.2	2.190	0.510
◦ Material loss rate [%]		
- U ₃ O ₈ loss in conversion processes		0.5
- UO ₂ loss in fabrication		0.4

표 5.3 CANFLEX 핵연료의 경제성

- CANFLEX 핵연료 장전을 통한 원자로 운전여유도 향상을 고려하지 않은 경우 (부록 3 참조)

핵연료 구분		CANFLEX-NU	CANFLEX-RU	CANFLEX-0.9% SEU	CANFLEX-1.2% SEU
핵연료비 절감	년간 절감률 (%)	-6.7 ~ -2.2	+59.5 ~ +61.8	-5.4 ~ -3.0	+3.3 ~ +4.8
	년간 절감액 (억원)	-3 ~ -1	+30 ~ +31	-3 ~ -2	+2 ~ +3
핵연료주기비 절감	년간 절감률 (%)	-4.0 ~ -1.4	+53.5 ~ +54.9	+13.8 ~ +15.2	+26.4 ~ +27.3
	년간 절감액 (억원)	-3 ~ -1	+44 ~ +45	+11 ~ +13	+22 ~ +23

- (註) 1. CANDU-6 1 호기 기준 경제성 평가 자료임
 (+ : 경제적 이익, - : 경제적 손실)
 - 기존 핵연료 연간 핵연료비 = 50 억원
 - 기존 핵연료 연간 핵연료주기비 = 82 억원

- CANFLEX 핵연료 장전을 통한 원자로 운전여유도 향상을 고려한 CANFLEX-NU 경제성

	핵연료재장전시 불충분한 ROP 여유도에 따른 출력감발 및 연소도 손실 보상 (참고문헌 [2] 참조)	ROP 여유도 부족에 따른 원자로 정격출력 저하에 의한 손실 보상 (참고문헌 [2] 참조)
CANFLEX-NU 경제성 향상 (억원)	2 ~ 4	80 ~ 82

- (註) 1. CANDU-6 1 호기 기준 경제성 평가 자료임.
 2. 운전여유도 향상을 통한 경제성 향상은 CANFLEX-RU, CANFLEX-SEU 모두에서도 적용됨

면

면

제 6 장 결 론

면

면

1. 중수로용 개량 핵연료 (CANFLEX) 설계

중장기 1단계 3차년도인 당해년도 ('94.7 ~ '95.7)에서는 CANFLEX-NU 핵연료다발의 설계제원을 확정·승인하였고, CANFLEX-NU 핵연료다발의 정부설계 승인용 및 상업로 시범장전 인허가 획득용 문서 작성에 필요한 연료봉 및 다발의 성능/건전성 평가 자료 생산에 주력하였다. 또한, 전년도에 개발한 “다발 평균 핵연료 온도 산출용 상관식”의 검증 작업을 수행하였고, 중장기 2단계 ('96.7 ~ '01.7)부터 착수될 고연소도 핵연료 개발의 기반기술 연구로 고연소도 운전 관련 핵연료 성능 해석 방법론을 검토하였다. 다음은 당해년도 업무에서 얻은 주요 결과들을 기술한 것이다.

○ CANFLEX-NU 핵연료 설계

- CANFLEX-NU 핵연료다발의 설계도를 확정·승인하였다. (도면번호: CANFLEX-37000-1-1-GA-E, '94.12.16 발행, '95.2.17 1차 개정)
- 임계열유속 향상을 위해 도입되는 버턴 부착을 위해 tag 용접을 하도록 현재 규정하고 있는데, 가공성 및 건전성 향상을 위해 버턴 부착을 위한 새로운 방법의 도입을 검토중에 있다. 도입되어질 새로운 버턴 부착방법에 따라 현재 설계되어 있는 버턴의 원통형 형상이 버턴 부착을 용이하게 하는 형상으로 바뀔 가능성도 있다.
- 핵연료장전기의 측면정지기와 다발 양단과의 접촉 깊이를 각 연료봉 위치에서 균일하게 유지하기 위하여 두꺼운 지지체를 사용하도록 하였다. 이 경우 다발 양단에 주어져 있는 E 제한치의 만족이 어렵게 되는데, 이의 해결 방안으로 E 제한치를 재검토하여 새로운 요건을 부과하는 방안을 검토중에 있다.

○ CANFLEX-NU 핵연료봉 기계적 건전성 해석

- 핵연료봉 국부 지점에서의 응력해석 수행을 위한 ELESTRES-FEAST

-HyperMesh 코드체계를 구축하고, 이 코드체계에서 사용하는 연계코드 들인 FEAST_PRE 와 ftrans 를 작성하였다. 이 코드체계를 이용하여 응력 상세해석을 수행하는 방법론을 개발하였다.

- 상기 응력해석 코드체계를 이용하여, 봉단마개-피복관 용접부위에서의 응력 상세해석을 수행하였다. 해석 결과, CANFLEX-NU 연료봉의 봉단 마개-피복관 용접부위에서 PCI/SCC 에 의한 파손이 발생할 가능성이 거의 없는 것으로 나타났다. 또한, 부하추종 운전 조건에서의 핵연료봉 거동을 분석하여 핵연료봉 성능변수인 피복관 변형도가 부하추종 운전 형태에 따라 변화하는 특성을 검토하였다.
- 정상운전 또는 핵연료 교체중 핵연료봉 휨 거동을 분석하였다. CANFLEX-NU 핵연료봉 최대 휨은 기존 핵연료에서 보다 작은 것으로 나타났고, 또한 CANFLEX-NU 연료봉의 최대 휨이 연속적 고출력 운전 조건에서 기존 핵연료에서와는 반대로 연소도 증가에 따라 감소하는 경향을 보였는데, 이러한 결과들로 부터 CANFLEX-NU 연료봉이 기존 핵연료에서보다 휨 거동 면에서 더욱 양호한 거동을 보임을 알 수 있다.

○ CANFLEX-NU 핵연료다발의 기계적 건전성 해석

-핵연료 재장전시 강도 해석

- 전년도에 개발 착수한 핵연료 교체시 핵연료다발 강도해석 방법론을 더욱 구체화 하였고, 이를 이용하여 13개 CANFLEX-NU 다발 열이 2개 측면정지기 또는 1개 측면정지기에 지지되는 경우에서의 핵연료다발 기계적 건전성을 해석하였다. 2개 측면정지기에 의해 지지되는 경우에서 구해진 봉단접합판 변위 예측치를 실험 결과와 비교함으로써 해석방법의 신뢰성을 확인하였다. 본 해석을 통해, 봉단접합판에서의 응력 및 변위량 분포와 핵연료다발 열을 따른 응력분포 및 수력적 견인력 전달 기구 등을 검토하였다.

○ CANFLEX-NU 핵연료 설계문서

- AECL 과 공동으로 설계도면을 확정.승인하였고, 설계지침서, 기술시방서 및 시험시방서들을 준비중에 있다. 또한, 국내에서의 정부 설계승인 획득과 상용로 시범장전을 위한 인허가 획득을 위한 문서들, 즉, 설계보고서와 재장전 천이노심 안전성 분석 보고서와 기타 지원 문서들을 준비중에 있다.

○ CANFLEX-NU 핵연료다발 평균온도 산출 방정식 검증

- 전년도에 구한 CANFLEX-NU 핵연료다발 평균온도 산출 방정식을 검증하였다. CANFLEX-NU 핵연료에 대한 온도측정 실험자료가 없기 때문에, 먼저 CANFLEX-NU 핵연료다발 평균온도 산출 방정식을 도출하는데 사용한 방법을 기존 37개 핵연료봉다발에 적용하여 기존 핵연료에 대한 방정식을 도출한 후, 이를 이용하여 구한 온도 계산치를 실험자료와 비교하는 방법으로 방정식 도출 방법론을 검증하였다. 다음, CANFLEX-NU 장전 노심에 대해 전산모의를 수행하여 각 핵연료다발의 출력이력을 구한 후 이 출력이력을 사용하여 구한 핵연료 온도를 상기 방정식을 이용하여 구한 핵연료 온도와 비교함으로써 상기 방정식 도출에 사용된 출력이력 자료의 타당성을 검증하였다. 이상의 두 가지 검증방법을 통해, 본 연구팀에서 유도한 CANFLEX-NU 핵연료다발 평균온도 산출 방정식이 타당함을 입증하였다.

○ 고연소도 핵연료 기반기술 연구

- 고연소도 핵연료 개발을 대비하여, 고연소도 운전을 고려하여 핵연료봉 및 다발의 건전성을 평가하는 방법론을 검토하였다. 고연소도 운전에 기인되어 핵연료봉이 축방향으로 성장함에 따라 봉단접합판에 응력을 부과하여 봉단접합판 변형을 일으키는 경우를 해석하는 방법과 이에 대한 해석 기준을 수집.검토하였고, 또한 핵연료봉에서의 PCI/SCC 파손 규명을

위한 mechanistic model 을 수집.검토하였다. 이들 방법론 및 해석 기준은 고연소도 핵연료 설계 및 건전성 해석에 직접 활용될 수 있는 것으로 판단되었다.

2. 중수로용 개량핵연료 (CANFLEX) 장전 원자로의 로물리 해석

당해년도에서는 CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 CANDU-6 노심에 대하여 600 FPD 동안의 운전 모의 계산을 수행하였고, 이 기간동안의 핵연료다발 출력력을 생산하였다. 또한, CANFLEX-NU 장전 노심의 Xe 동특성 및 운전 정지후 재가동시 노심특성을 분석하였다. 또한, CANFLEX-NU 핵연료 온도가 노심계산에 미치는 영향도 분석하였다.

○ CANFLEX-NU 핵연료 장전 운전 모의계산

- 8 bundle shift fueling scheme 을 채택한 600 FPD 동안의 운전 모의계산 결과, 채대 채널출력은 6881 kW 로 핵연료다발 출력은 858 kW 로 나타나 현재 월성 1 호기의 제한치인 채널출력 7300 kW 및 핵연료다발 출력 935 kW 를 충분히 만족하는 것으로 나타났다.

○ CANFLEX-NU 핵연료 장전 노심의 Xe 동특성 분석

- 기존 37개 핵연료봉다발과 CANFLEX-NU 다발의 Xe 특성을 비교하였는데, 두 경우 모두 비슷한 것으로 나타났다. 또한, 원자로내에서의 Xe 부하를 각 출력준위에서의 원자로 정지 경우, 원자로 기동후 경우, 전 출력에서의 출력감발 경우에 대해 해석하였는데, 그 결과 CANFLEX-NU 장전 노심의 Xe 거동이 기존 핵연료 장전 노심과 양립한 것으로 나타났다.

- CANFLEX-NU 핵연료 장전 원자로의 운전 정지후 재가동시 노심특성 분석
 - 단기간 운전 정지후 노심 재가동시의 조절봉 거동을 CANFLEX-NU 장전 노심에 대해 분석하였는데, 그 결과 30 분 Xe override 기능을 만족하였다. 또한, 이 경우 6개의 조절봉 bank 를 삽입시켰을때 정상상태 핵연료 채널 및 핵연료다발 출력 제한치를 초과하지 않으며 약 2시간 40 분만에 전 출력의 91% 에 도달하는 것으로 나타났다.
 - 장기간 운전 정지후 노심 재가동시의 조절봉 거동을 CANFLEX-NU 장전 노심에 대해 또한 분석하였는데, 4개의 조절봉 bank 를 삽입시킬 때 정상상태 핵연료 채널 및 핵연료다발 출력 제한치를 초과하지 않으며 약 1시간만에 100% 전 출력에 도달하였다.
- CANFLEX-NU 핵연료 온도가 노심 계산에 미치는 영향 평가
 - CANFLEX-NU 핵연료가 장전된 노심에서 유효 핵연료 온도는 628°C 로 나타나, 기 사용중인 기존 핵연료 온도 687°C 보다 59°C 만큼 낮은 것으로 나타났다. 한편, 37개 핵연료봉다발 장전 노심에서는 유효 핵연료 온도가 640°C 로 나타났다. 이러한 감소된 핵연료 온도를 사용한 Time-Average 노심 계산 결과, 방출 연소도는 37개 핵연료봉다발의 경우 176 MWh/kgU 으로 CANFLEX-NU 핵연료다발의 경우 175 MWh/kgU 으로 계산되어 두 종류 핵연료의 방출 연소도가 거의 동일한 수준으로 나타났다.

3. 중수로용 개량핵연료 (CANFLEX) 장전 원자로의 안전성 해석

CANFLEX-NU 를 가동중 600 MW급 CANDU (CANDU-6) 상용로에 장전하기 위해 취득하여야 하는 장전 인허가의 규제요건에 근거한 설계기준 가상사고시 CANFLEX-NU 의 안전성 평가를 수행하였다. 이를 위해 인허가 및 안전 평가 방안을 정립하였고 대표적 사고에 대한 안전해석을 수행하였는데, 다음은 이들에 대

한 주요 결과들이다.

○ CANFLEX의 상용로 장전 관련 인허가 및 안전성 평가 방안 정립

- 3 단계 장전 계획을 수립하고, 각 장전 단계에 따른 사고해석 항목을 선정하였다. 소규모 (약 24 다발) 장전에 대해서는 핵연료 파손을 허용하는 사고 항목을 적용하고, 1000 다발 이상 및 전량 장전 경우에 각각 해당되는 2단계 및 3단계에 대해서는 C-6에 열거된 모든 설계 기준 사고들 적용하도록 하였다. 안전성 해석 방법론으로, 월성 2, 3, 4호 FSAR에 사용된 방법론을 채택하였다.

○ CANFLEX-NU 의 예비 안전성 평가 수행

- 30% 원자로 입구 모관 파단 사고시 표준핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 상대적 안전성 평가를 수행하였는데, 그 결과 CANFLEX-NU 장전시 기존 핵연료 장전 경우보다 핵연료 채널 건전성 관련 안전 여유도를 근소하나마 향상시키는 것으로 나타났다. 즉, 핵연료 중심온도가 2348 °C (표준 핵연료) 에서 1960 °C (CANFLEX-NU) 로 388 °C 만큼 감소하였고, 최고 피복관 온도가 1530 °C (표준 핵연료)에서 1402 °C (CANFLEX-NU) 로 128 °C 감소 만큼 감소하였다. 이에 따라 최고 압력관 온도가 817 °C (표준 핵연료)에서 806 °C (CANFLEX-NU) 로 11 °C 만큼 감소하였다.
- 일차계통 열수송 펌프 상실 사고시 표준핵연료 대비 CANFLEX-NU 의 상대적 안전성 평가를 수행하여서, CANFLEX-NU장전시 핵연료 건전성 관련 안전 여유도가 크게 향상됨을 확인하였다. 즉, 최고 핵연료 중심온도가 2307 °C (표준 핵연료)에서 1909 °C (CANFLEX-NU) 로 398 °C 만큼 감소하였고, 최고 피복관 온도가 778 °C (표준 핵연료)에서 587 °C (CANFLEX-NU) 로 191 °C 만큼 감소하였다.

4. 국제공동연구 및` 국내 유관기관과의 협조

○ AECL 과의 국제공동연구 진척 사항

- AECL 과 3차례의 기술회의와 1차례의 진도회의를 개최하여, 상호 기술 정보 교환 및 협력사항 진척도를 검토하였다. AECL 과의 회의시 주요 관심사는
 - ZED-2 로물리 시험
 - NRU 노내조사시험
 - CHF 시험 결과 및 인허가용 CHF 시험
 - 설계도면
 - 핵연료장전기와의 양립성 예비검토 및 양립성시험
 - 시험장전 인허가 및 안전해석 전략등 이었다.

○ 국내 유관기관과의 협조

- AECL 과 공동으로 원자력안전기술원 직원을 대상으로 하는 CANFLEX 설명회를 개최하고, 캐나다에서의 개량 핵연료 인허가 절차와 원자력안전기술원의 경험을 검토 토의하였다. 원자력안전기술원에서는 아직까지 중수로용 개량 핵연료에 대한 인허가 방안을 수립하지 않고 있지만, 경수로 핵연료 경우를 기준으로 그 인허가 방안을 수립할 것으로 예상된다.
- AECL 과 공동으로 한전 직원을 대상으로 하는 CANFLEX 설명회를 개최하였다. 이 회합의 후속 조치로, 한전 본사내 핵연료 담당 부서와 CANFLEX-NU 의 상용로 시범장전을 위한 기술성, 안전성 및 경제성 검토를 구체적으로 수행하였다. 한전에서는 현재 자체내 의견 수렴 작업을 진행중에 있다.

○ CANFLEX 핵연료의 NRU 노내시험

- AECL 제조 핵연료다발 AJJ(Mk.3) 가 NRU 에서 고출력으로 연소도 290 MWh/kgU 까지 조사된 후 방출되었다.

○ CANFLEX 핵연료의 경제성 분석

- CANFLEX-NU 의 경우 기존 핵연료에 비해 연간 핵연료비가 약간 비싼 것으로 나타났지만, CANDU-6 원자로에서 aging 에 의해 ROP 여유도가 불충분하여 지는 경우 CANFLEX 핵연료를 사용함으로써 오히려 발전소의 막대한 경제적 손실을 방지할 수 있다.
- 회수우라늄을 사용할 경우, 연간 핵연료비가 기존 핵연료 대비하여 62% 까지 절감될 수 있는 것으로 나타났다.

부록 1 CANFLEX-NU Reference Drawing

면

면

면

면

서 지 정 보 양 식					
수행기관 보고서 번호	위탁기관 보고서 번호	표준 보고서 번호	INIS 주제코드		
KAERI/RR-1465/94					
제 목 및 부제					
중수로용 개량핵연료 설계/해석					
연구책임자 및 부서명 석호천/중수로용 개량핵연료 설계/해석 분야					
연구자 및 부서명					
설계 : 심기섭 (중수로용 개량핵연료 설계/해석 분야) 외 3인 노심해석 : 김봉기 (원자로물리 해석 분야) 외 4인 안전해석 : 오덕주 (중수로용 개량핵연료 설계/해석 분야) 외 5인					
발행지	대전	발행 기관	한국원자력연구소	발행일	1995. 7.
페이지	223	도표	유(O), 무()	크기	
참 고 사 항					
비밀 여부	공개(O), 대외비(), 급 비밀		보고서 종류	연구 보고서	
연구 위탁 기관			계약 번호	53242-94	
초 록					
본 보고서는 중수로용 개량핵연료 (CANFLEX) 설계/해석 분야과제의 '94 연차보고서로, CANFLEX 핵연료의 기계적 설계 및 건전성 해석, 노물리 해석 및 안전성 해석을 기술하고 있다. 당해년도에 수행한 연구내용은 다음과 같다 : - CANFLEX-NU 핵연료의 상세설계, 노심 및 안전성 상세해석 . 설계 완료와 핵연료봉 및 다발의 기계적 건전성 해석 . 원자로 운전 모의와 노심 동특성 및 조절봉 기능 분석 . 시험장전을 위한 인허가 전략 확립 및 안전해석 수행 - 설계문서 작성/개정 . 설계도 승인과 설계지침서, 기술시방서 개정 . 로물리지침서 초안 작성 - SEU 기반기술 연구.					
주제명 키워드					
월성, 중수로용 핵연료, 개량 핵연료, CANFLEX					

BIBLIOGRAPHIC INFORMATION SHEET					
Performance Org. Report No.		Sponsoring Org. Report No.		Standard Report No.	INIS Subject Code
KAERI/RR-1465/94					
Title / Subtitle					
Design and Analysis of CANDU Advanced Fuel					
Project manager & Department		Dr. H.C. Suk (CANFLEX Fuel Design & Analysis)			
Researcher & Dept.					
Design : Dr. K-S. Sim (CANFLEX Fuel Design and Analysis) et al. . Reactor Physics : Dr. B.G. Kim (Reactor Physics Analysis) et al. Safety Analysis : Dr. D.J. Oh (CANFLEX Fuel Design and Analysis) et al.					
Pub. Place	Taejon	Pub. Org.	KAERI	Pub. Date	1995 July
Page	223	Fig. & Tables	Yes	Size	
Note					
Classified		Open		Report Type	Research Report
Sponsoring Org.				Contract No.	53242-94
Abstract					
This is the '94 annual report of the CANDU Advanced Fuel Design and Analysis Project, and describes CANFLEX fuel design and mechanical integrity analysis, reactor physics analysis and safety analysis of the CANDU-6 with the CANFLEX-NU. The following is the R&D scope of this fiscal year : - Detail design of CANFLEX-NU and detail analysis on the fuel integrity, reactor physics and safety . Detail design and mechanical integrity analysis of the bundle . CANDU-6 refueling simulation, and analysis on the Xe transients and adjuster system capability . Licensing strategy establishment and safety analysis for the CANFLEX-NU demonstration irradiation in a commercial CANDU-6 - Production and revision of CANFLEX-NU fuel design documents . Production and approval of CANFLEX-NU reference drawing, and revisions of Fuel Design Manual and technical specifications . Production of draft Physics Design Manual - Basic Research on CANFLEX-SEU fuel.					
Subject Keyword					
Wolsong, CANDU fuel, Advanced fuel, CANFLEX					

주 의

1. 이 보고서는 과학기술처에서 시행한 원자력연구개발 사업의 연구보고서입니다.
2. 이 보고서 내용을 발표할 때에는 반드시 과학기술처에서 시행한 원자력연구개발 사업의 연구결과임을 밝혀야 합니다.
3. 국가과학기술 기밀유지에 필요한 내용은 대외적으로 발표 또는 공개하여서는 아니됩니다.