'99 추계학술발표회 논문집
한국원자력학회

# KALIMER 핵연료집합체 덕트의 휨거동 모델링 및 분석

# Analysis and modeling of the behavior of the KALIMER fuel assembly duct

김경군, 이병운, 황완, 김영일
한국원자력연구소, 대전시 유성구 덕진동 150

김용수
한양대학교, 서울 성동구 행당동 17

요 약

이 연구의 목적은 KALIMER 집합체덕트의 휨거동의 모델링 및 분석이다. KALIMER 노심 구속계통 배치와 HT9 덕트의 재료 물성치를 모델링하여 NUBOW-2D KMOD에 설치하고, 기하학적 재료적 설계인자들을 이용 집합체 덕트의 휨거동을 분석하였다. 민감도 분석에서 열적 휨으로만 계산된 TLP 변위가 8mm까지 나타났다. 덕트간 간격이 2mm 이상일 때 첫번째 집합체 덕트에서부터 다섯번째 핵 연료 집합체 덕트 비구속적 휨 형상을 보였다. 노심외각은 온도와 중성자 플루언스가 비교적 높지 않지만, 그리드 판의 열팽창으로 인하여 휨이 발생하였으며 최외각 11번째 덕트와 구속 링과의 간격을 1mm 에서 2mm로 변화 시켰을 때 집합체 덕트의 휨이 10% 정도감소 하였다.

**Abstract**

The objective of this study is the modeling and analysis of the deflection behavior of KALIMER assembly ducts. The models including KALIMER core restraint system configuration and material property of HT9 duct were installed to NUBOW-2D KMOD, and the deflection behavior of assembly ducts is analyzed using the design factor in geometrical and material respect. Sensitivity analysis shows; TLP displacement by thermal bow only was up to 8mm. When the gap distances between ducts more then 2mm, unrestraint bow shapes are appeared from 1$^{st}$ assembly duct to 5$^{th}$ fuel assembly duct. Although external regions of the core have relatively low temperature and neutron fluence, assembly ducts are deflected due to the thermal expansion of grid plate. And the outermost 11$^{th}$ assembly duct deflection decreased about 10% when the gap distance between duct and restraint ring changes from 1mm to 2mm.

## 1. 서론

액체금속로 내에서 집합체 덕트들은 온도 구배, 중성자 구배, 조사 크립등에 의해 변형되는 휨(bowing) 현상을 보인다[1,2]. 휨현상은 집합체 덕트의 6 개 각벽면의 온도, 팽윤, 및 크립율의 차이로 인해 집합체가 휘는 현상을 말하며, 덕트의 휨이 인접 덕트 혹은 구속링(restraint ring)에 의해 제한됨으로 인하여 집합체 덕트에 응력이 발생하게 된다. 핵연료 집합체 덕트의 변형에는 열적 영향으로 인한 휨이 발생하는 탄성적 휨 변형과 접촉부분(ACLP, TLP)에서 인접 덕트와 접촉하여 덕트 상호간에 작용하는 힘에 의한 기계적 휨 변형으로 나눌 수 있다. 덕트간에 간격이 존재할 때 덕트는 다른 덕트에 영향을 받지 않고 자유로이 변형되나 덕트의 접촉시점부터 주변의 접촉된 덕트와 상호작용으로 인한 응력이 발생하고, 주로 조사 크립에 의해 덕트의 응력이 감소하면서 변형되는 복잡한 거동을 보인다. 핵연료 집합체의 휨변형은 심각한 반응도 변화를 초래할 수 있으며 덕트 자체의 구조적 건전성 및 덕트의 인출, 재장전 시에 IVTM 의 기계적 부하 한계를 넘는 문제를 일으킬 수 있다. KALIMER 집합체 덕트는 하부에 냉각재 소듐이 인입되는 노우스 피스(nose piece), 내부에 연료봉, 블랭킷봉, 제어봉등의 다발을  감싸고 있는 덕트, 냉각재의 출구가 되며 IVTM 이 덕트를 장착/인출할 때 사용되는 취급소켓 부분으로 구성되어있다. 덕트는 냉각재의 유로역할 및 연료봉등의 구조적 건전성을 제공한다. 육각의 집합체 덕트는 빔으로 가정하고 빔 내의 개개 요소 변위로부터 전체 빔의 휨을 나타내었다. KALIMER 의 Limited Free Bow 노심구속 개념(그림. 1)[3]과 덕트 재료인 HT9 의 재료 특성을 모델링하여 NUBOW-2D KMOD 에 설치하고 덕트의 휨거동에 영향을 미치는 인자, 집합체 덕트간 간격, 집합체 덕트와 구속 링과의 간격, ACLP 위치등 을 이용 휨거동을 모델링 및 분석하였다. 이번 연구는 노심 구속계통의 및 핵연료 요소의 설계 기초 자료를 마련함과 동시에 노내 덕트의 휨 거동을 보다 정확하게 모사할 수 있는 3 차원 해석 프로그램 개발을 위한 기초연구이다.

## 2. 모델링

### 2.1 덕트 요소 모델링

덕트의 육각 형태는 변하지 않고, 측면방향 변위와 회전이 없으며 부분적으로 휨이 가능한 탄성 빔으로 가정하였다. 인접 덕트와 접촉시 덕트간의 힘을 전달하기위해 로드패드(load pad)는 빔 연결된 일정한 강성율을 갖는 강성스프링으로 표현되었고 이를 그림 2.에 나타내었다. 덕트는 길이 방향을 x 축으로 반경 방향을 y, z 축으로 잡았으나 y 방향 변형만을 가정한 2 차원이며, 집합체 덕트 내부의 연료봉은 덕트에 영향을 미치지 않을 만큼 충분히 유연하다고 가정하여 이에 대한 영향은 고려하지 않는다. 2차원 빔으로 모델링 된 덕트는 비탄성 휨 형상을 계산하기 위해 축 방향으로 덕트를 분할하여 개개의 빔 요소로 구성하였다. 육각 단면 형상을 갖는 개개의 빔 요소는 z 방향으로 온도 구배와 플럭스 구배가 존재하지 않는 2 차원 해석이므로 동일한 면적을 갖는 등가셀(equivalent symmetrical cell)로 재모델링 되었다(그림 3.).

2.2 **덕트 휨 모델**

**덕트의 변형은 열하중, 팽윤, 크립 등에 의한 비구속적 휨과 접촉점에서 인접 덕트와 접촉하여 덕트 상호간에 발생하는 힘에 의한 기계적 휨으로 나뉘어져 있으며, 비구속적 휨 형상은 빔 이론을 이용해 계산한다. 육각 덕트 면의 열팽창, 크립, 팽윤의 차이에 의해 발생한 순수한 휨 모우멘트는 비구속적 휨계산에 의해 각각의 집합체에 대하여 수치적으로 계산되며, 구속적 휨과 상호작용력은 집합체들간의 휨 적합성과 힘의 평형에 기초하여 계산된다. 빔의 휨 이론에서 열적 휨 모우멘트** $M_T$**는 다음과 같이 나타낼 수 있으며, 그림 4.에 도시하였다.**

$$M_T(x) = E(x)a(x)\int_A T(x,y)ydA$$
$$= \frac{a(x)\Delta T(x)E(x)I(x)}{D(x)}. \quad (1)$$

**여기서,** $E(x)$**는 영율,** $a(x)$**는 열팽창계수,** $T(x,y)$**는** $x$ **위치에서 온도,** $DT$ **는 벽면간의 온도차,** $I(x)$ **는 관성 모우멘트,** $D(x)$**는 요소 직경 이다.**

**열적 휨 모우멘트로부터 빔의 휨이 계산되며 같은 방식으로 크립과 팽윤에 의한 휨이 계산된다.**

$$\frac{d^2V_T}{dX^2} = \frac{M_T(X)}{E(T)I(X)} = \frac{a(T)\Delta T(X)}{D(X)} \quad (2)$$

$$\frac{d^2V_{CR}}{dX^2} = \frac{M_{CR}(X)}{E(T)I(X)} = \frac{\Delta CR(X)}{D(X)} \quad (3)$$

$$\frac{d^2V_S}{dX^2} = \frac{M_{SW}(X)}{E(T)I(X)} = \frac{\Delta SW(X)}{D(X)}. \quad (4)$$

**빔의 휨 이론을 이용하여 각각의 빔 요소에 대해 계산된 휨은 축방향 전체 덕트의 변형 형상을 프로그램 내에서 계산하게 된다.**

- **열적 휨 변형**

$$w_i = \frac{a(\Delta T_{i-1}/D_{i-1})\lambda^2}{3} + \frac{a(\Delta T_i/D_i)\lambda^2}{6} \quad (5)$$

$$V_{th}(i) = \frac{a(\Delta T_{i-1}/D_{i-1})\lambda^2}{3} + \frac{a(\Delta T_i/D_i)\lambda^2}{6} + q\lambda + V_{th}(i-1) \quad (6)$$

- **비탄성 휨 변형**

$$w_i = \frac{C_{i-1}\lambda^2}{3} + \frac{C_i\lambda^2}{6} \qquad C = \int \frac{y}{I}(e_c + e_s)dA \quad (7)$$

$$V_{inel}(i)=\frac{C_{i-1}\lambda^2}{3}+\frac{C_i\lambda^2}{6}+q\lambda+V_{inel}(i-1) \tag{8}$$

- **기계적 휨 변형**

$$w_i=\frac{1}{EI}\int_0^{\lambda}M\,dx^2=-\frac{Ml^2}{2EI}+\frac{Vl^3}{3EI} \tag{9}$$

$$VB(i)=\left(\frac{M}{2}+\frac{F\lambda}{3}\right)\frac{\lambda^2}{I}+q\lambda+VB(i-1)\ . \tag{10}$$

**여기서** $w$ **는 단일 요소의 노드 변위**, $q$**는 중심선의 휨 각도**, $V_{th}$(i), $V_{inel}$(i), **및** $VB$(i)**는 각각 덕트의 열적 비탄성적 기계적 휨 형상이다**.

**덕트의 휨 형상이 결정되면 덕트 상호간에 작용하는 힘이 계산되어진다**. **이때의 접촉력** $P_{ij}$ **는 다음과 같이 주어지며 선형 매트릭스 식으로 나타낼 수 있다**.

$$P_{ij}=\left(V_{ij}^{th}+V_{ij}^{inel}-V_{ij-1}^{th}-V_{ij-1}^{inel}-d_{ij}\right)K_{ij} \tag{11}$$

$$\begin{Bmatrix} F_{1y}\\ M_1\\ F_{2y}\\ M_2\\ F_{3y}\\ M_3\\ F_{4y}\\ M_4\\ \cdot\\ \cdot\\ F_{21y}\\ M_{21} \end{Bmatrix}=\frac{EI}{\lambda^3}\begin{bmatrix} 12 & 6\lambda & -12 & 6\lambda & & & & & & & & \\ 6\lambda & 4\lambda^2 & -6\lambda & 2\lambda^2 & & & & & & & & \\ -12 & -6\lambda & 12+12 & -6\lambda+6\lambda & -12 & 6\lambda & & & & & & \\ 6\lambda & 2\lambda^2 & -6\lambda+6\lambda & 4\lambda^2+4\lambda^2 & -6\lambda & 2\lambda^2 & & & & & & \\ & & -12 & -6\lambda & 12+12 & -6\lambda+6\lambda\ . & & & & & & \\ & & 6\lambda & 2\lambda^2 & -6\lambda+6\lambda & 4\lambda^2+4\lambda^2 & & & & & & \\ & & & & \cdot & \cdot & & & & & & \\ & & & & \cdot & \cdot & & & & & & \\ & & & & & 12+12 & -6\lambda+6\lambda & -12 & 6\lambda & & & \\ & & & & & -6\lambda+6\lambda & 4\lambda^2+4\lambda^2 & -6\lambda & 2\lambda^2 & & & \\ & & & & & -12 & -6\lambda & 12+12 & -6\lambda+6\lambda & -12 & 6\lambda & \\ & & & & & 6\lambda & 2\lambda^2 & -6\lambda+6\lambda & 4\lambda^2+4\lambda^2 & -6\lambda & 2\lambda^2 & \\ & & & & & & & -12 & -6\lambda & 12 & -6 & \\ & & & & & & & 6\lambda & 2\lambda^2 & -6\lambda & 4\lambda^2 & \end{bmatrix}\begin{Bmatrix} d_{1y}\\ q_1\\ d_{2y}\\ q_2\\ d_{3y}\\ q_3\\ d_{4y}\\ q_4\\ \cdot\\ \cdot\\ d_{21y}\\ q_{21} \end{Bmatrix}$$

**여기서**, $P_{ij}$ **는 접촉력**, $d_{ij}$**는 덕트간 간격** $K_{ij}$ **는 스프링 강성도**(Contact spring stiffness)**이다**.

## 2.3 재료물성 모델

**집합체 덕트의 구조재료** HT9 **강은 팽윤특성이 우수한 재료로서 정상 상태 하에서** 100dpa **까지** 0.6%/ dpa **정도로 알려져 있으며**[4,5,6], **재료물성치로써 크맆**, **팽윤**, Young's modulus, **열팽창계수 등이 프로그램 안에 사용되었다**. ACLP, TLP **의 접촉 스프링 상수는 실험에 의하지 않고** ANSYS **를 이용하여 구하였다**.

$$E=2.425\times10^5-102.9T$$

$$a(T)=5.678\times10^{-6}+1.6222\times10^{-8}T-7.728\times10^{-12}T^2 \tag{12}$$

$$\dot{\varepsilon}_{cr} = \left[-2.9 + 9.5\times10^{-3}\times(T-273)\right]\times10^{-26} f \sigma^{1.3} + 1.743\times10^{18}\left(\sigma / E(T)\right)^{2.3} \exp(-36739/T) \qquad (13)$$

여기서 α는 열팽창계수 $E(T)$는 탄성율($MPa$), $\dot{\varepsilon}_{cr}$는 크립 변형율($\%s^{-1}$), $f$는 고속 중성자 플럭스($n \cdot cm^{-2} s^{-1}$), $\sigma$ 는 응력($MPa$), $T$ 는 온도($°K$) 를 나타낸다[7].

**3. 결과 및 고찰**

원자로 조사환경 내에서 집합체 덕트의 휨에 영향을 미치는 것들로는 노심 초기에 집합체 덕트의 재료인 HT9 의 열팽창이 중요하다. 열팽창은 탄성적이므로 열하중이 제거되면 변형은 없어지지만 비탄성적 크립 변형에 의한 변형은 남아있게 된다. 열팽창으로 인하여 덕트간 접촉이 발생하였을 시에는 인접 덕트 간의 접촉력이 발생하고 상호간에 기계적 휨 모우멘트를 발생시켜 복잡한 형태의 휨을 만들게 된다. 이번 연구는 KALIMER 우라늄 노심의 운전 환경을 입력으로 하여 덕트의 휨에 영향을 미치는 설계인자들에 대한 민감도 분석이 수행되었다. 노심 초기에 집합체 덕트는 ~530°C 정도에서 육각의 마주보는 덕트 벽간에 반경방향 최고 30°C 정도의 온도차를 경험하게 된다. 초기 열적 모우멘트로만으로 계산된 휨이 중심에서 8 번째 차폐 집합체 덕트의 TLP 최대 변위가 8mm 정도로 나타났다. 현재 설계값인 1mm 의 덕트간 간격을 생각하면 거의 모든 덕트에서 접촉이 발생한다고 볼 수 있다. 집합체 덕트를 지지하는 하부 그리드의 열팽창에 의해 덕트 하단의 외각방향 휨이 덕트 전체의 휨에 크게 영향을 미치며 덕트 상호간의 접촉력에도 영향을 미치는 것으로 나타났다.

**3.1 ACLP 위치에 따른 덕트의 휨 경향**

ACLP 의 축방향 위치를 245cm, 260cm, 267cm, 275cm 로 변화 시켜보았다. ACLP 의 위치가 낮아질수록 휨이 작아지는 것을 알 수 있다(그림 5). 주로 고온 지역인 핵연료심 위치에서 열팽창 차이 및 조사 크립에 의한 영향으로 휨 모우멘트가 발생하므로 인접 덕트와의 접촉하는 ACLP 의 위치를 휨 모우멘트 생성위치에 가깝게 함으로써 집합체 덕트의 휨을 줄일 수 있는 것으로 나타났다.

**3.2 집합체 덕트간의 간격**

집합체 덕트의 재장전시 휨으로 인하여 덕트 상호간에 접촉된 덕트는 하중의 몇 배를 넘는 인출력을 필요로 한다. 덕트간의 간격을 1mm, 1.5mm, 2mm, and 2.5m 로 바꾸었을 때 덕트의 변형형상을 그림 6.에 나타내었다. 원자로 운전시 덕트간 간격이 커질수록 TLP 외각방향 변위가 증가하는 반면 덕트 상호간에 접촉력은 감소하게 된다. 열 하중이 제거되고 영속적으로 남는 덕트의 휨은 덕트간 간격이 커질수록 작아졌으며, 2mm 이상일 때는 덕트의 휨을 충분히 수용하여 중심에서 5 번째 핵연료 집합체 덕트까지 비구속적 휨과 같은 형상이

나타났다.

### 3.3 집합체 덕트와 구속 링과의 간격

집합체 덕트와 구속링과의 간격을 1mm, 2mm 로 하여 비교하였다(그림 7). 온도와 중성자 플럭스가 비교적 높지 않으나 덕트 하단의 지지판(grid plate)의 열팽창으로 인하여 생성된 휨이 발생하였다. 최외각 11 번째 덕트와 구속 링과의 간격을 1mm 에서 2mm 로 변화 시켰을 때 집합체 덕트의 휨이 10% 정도 감소하였다.

## 4. 결론

KALIMER 집합체 덕트의 휨 거동을 알아보기 위하여 KALIMER 노심구속계통과 덕트 재료 물질인 HT9 강의 재료 물성치를 모델링하여 NUBOW-2D KMOD 에 적용하였다. 집합체 덕트의 노내 거동분석이 수행되었으며, 집합체 덕트의 휨에 영향을 미치는 인자들에 대한 경향을 알 수 있었다. 집합체 덕트의 휨은 노심 초기 열하중에 의한 휨 모우멘트가 발생하며 덕트의 휨이 덕트간 간격을 넘어서 덕트간 접촉이 발생하였을 시에는 덕트 상호간에 응력이 작용하여 크맆에 의한 비탄성 휨이 발생 열 하중이 제거되더라도 영속적 휨으로 남게 된다. 민감도 분석에 의해 ACLP 의 위치는 핵연료 장전위치에 근접함이 바람직하며, 덕트간 간격 및 덕트와 구속링과의 간격은 핵적 해석이 허용하는한 넓게 하는게 바람직하다 판단된다. 이번 연구를 통해 얻어진 결과는 집합체 덕트의 설계자료를 마련함과 동시에 노내 휨거동을 보다 정확하게 모사할 수 있는 3 차원 해석 프로그램 개발을 위한 기초연구가 될 것이다.

## 감사의 글

본 연구는 과학기술부 원자력 중장기 사업의 일환으로 수행되었습니다.

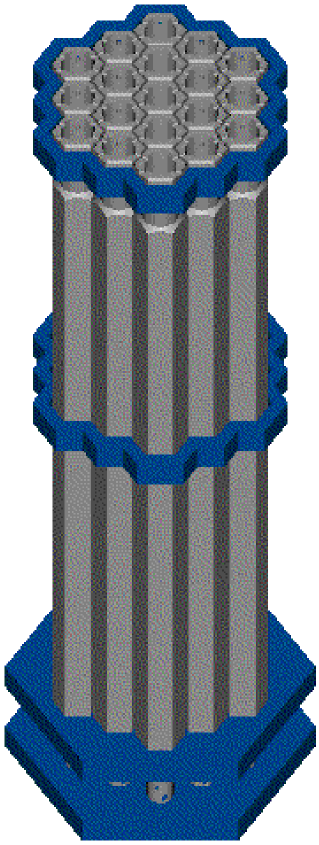

Fig 1. KALIMER 노심 구속계통 개념(limited-free bow system)

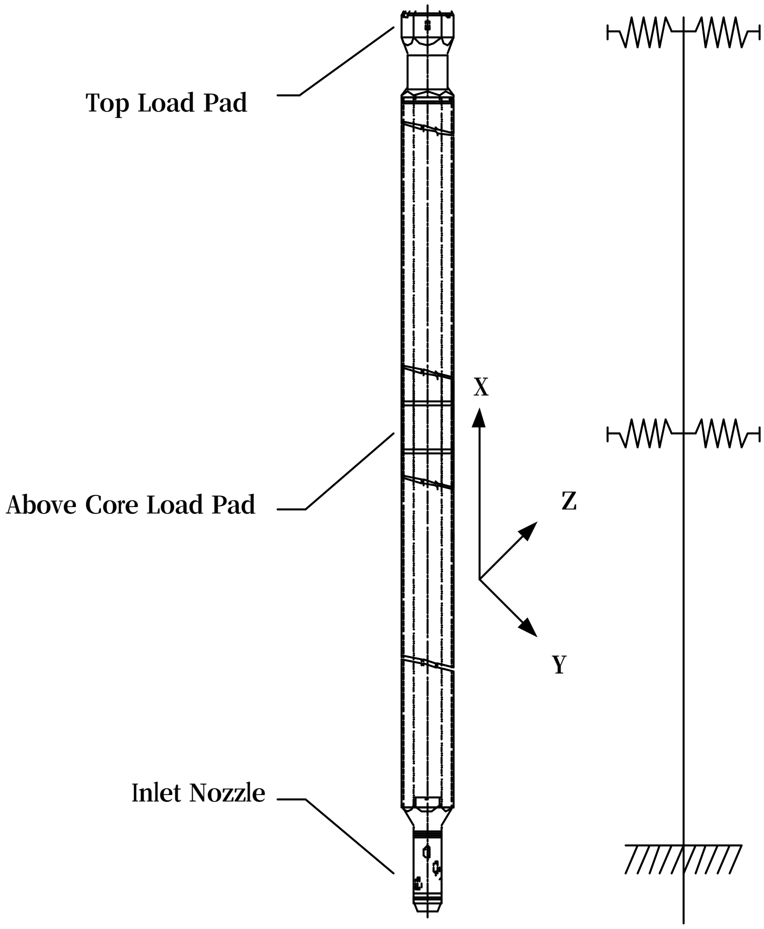


Fig 2. Beam model(KALIMER Duct)

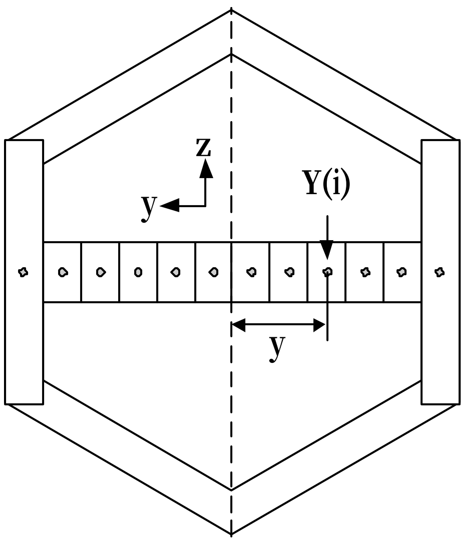


Fig. 3 Hexagonal duct equal-area cell subdivision

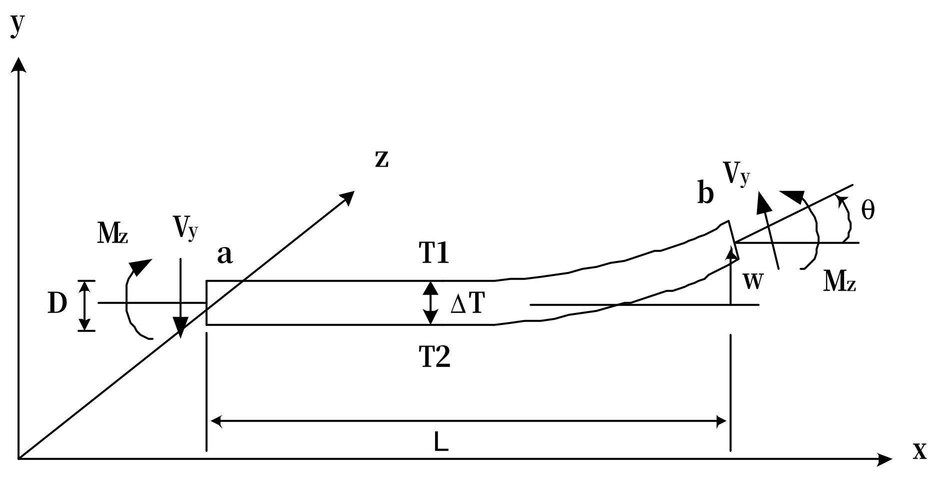


Fig 4. Beam element in bending

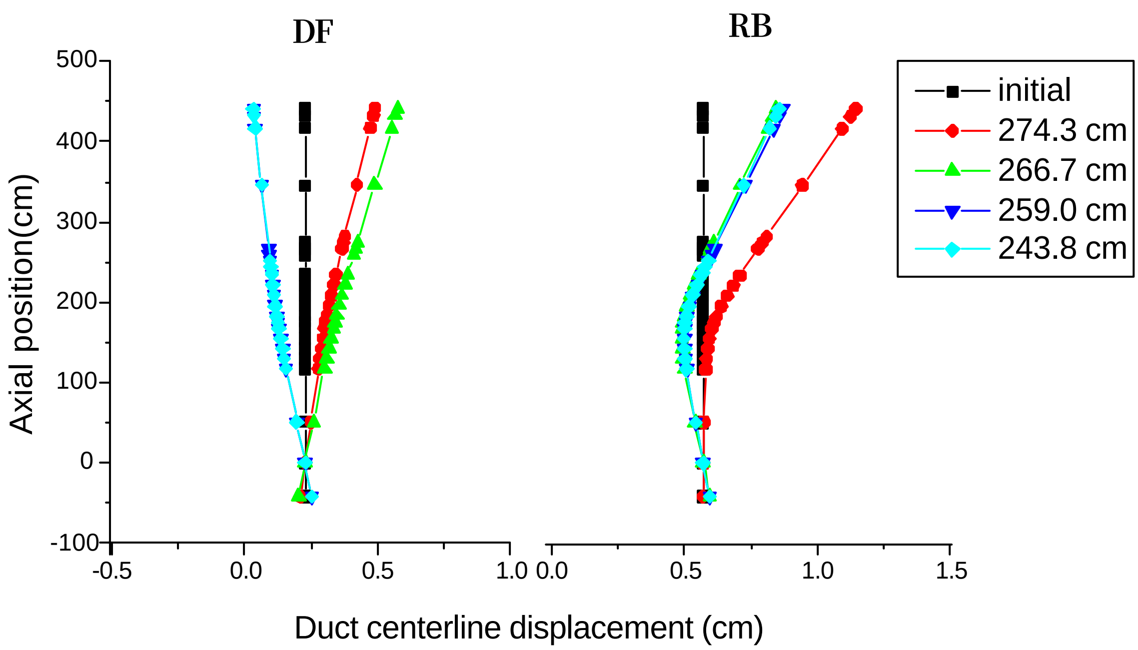


Fig 5. Bow shape of the duct by ACLP position(at 450 days)

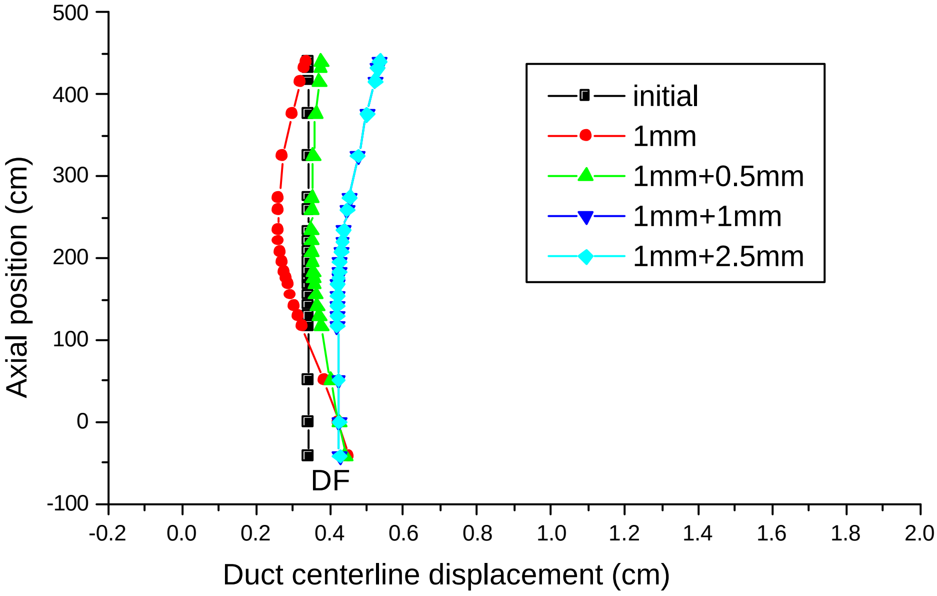


Fig 6. Bow shape of the duct by interduct gap distance(at 450 days)

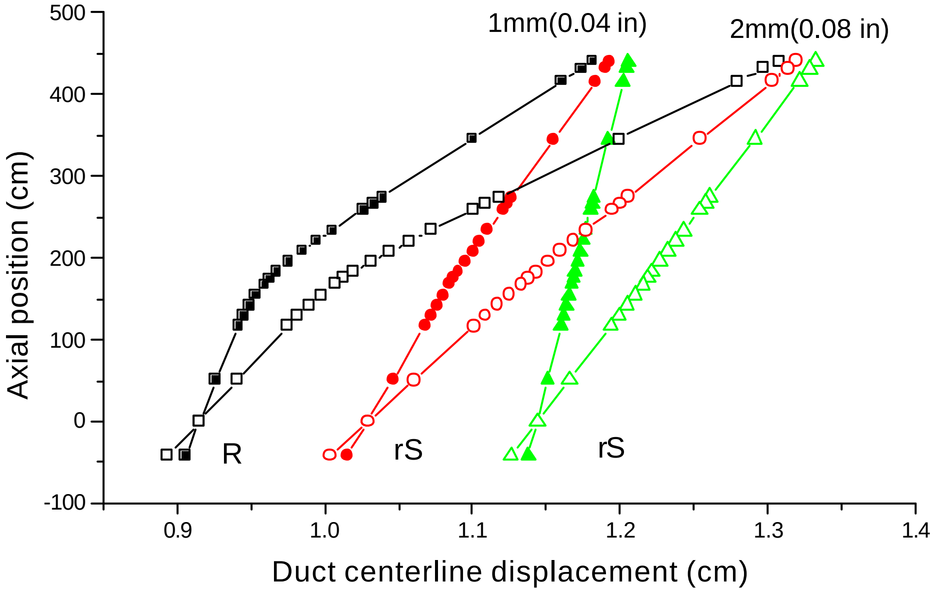


Fig 7. Bow shape of the duct by gap distance between the duct and restraint ring

Reference


1. S. A. Kamal and Y. Orechwa, Transient Bowing of Core Assemblies in Advanced liquid Metal Fast Reactors, Proc. Topl. Mtg. Reactor Physics and safety, Saratoga Springs, New York, USA, September 17-19, 1986, NUREG/CP-0080, Conf-860906-21, 1986.
2. J. H. Bottcher, G. L. Hofman, Subassembly Bowing Experience in EBR-II.
3. S. A. Kamal and Y. Orechwa, Transient Bowing of Core Assemblies in Advanced Liquid Metal fast Reactors. Conf-860906-21,1986.
4. Hwang, W., Lee, B.O., Nam, C., and Paek, S.K., *KALIMER Fuel System Perliminary Design Description*, KALIMER/FD700-DD-01/1998 (FD19000000) Rev.0, Aug. 1998.
5. D. S. Gelles, Swelling in Several Commercial Alloys Irradiated to Very High Neutron Fluence, HNM 122&123(1984)207-213
6. D. S. Gelles, and R. L. Meinecke, Swelling in Simple Ferritic Alloys Irradiated To High fluence, DOE/ER-0045
7. B. O. Lee et al., “The comprehensive Analysis on the Thermo-mechanical Behavior of the Assembly Ducts by 2D and 3D code”, Proceedings of the Korean Nuclear Society Spring Meeting, Kori, Korea, May26-27(2000).