

FEA Study on Hoop Stress of Multilayered SiC Composite Tube for Nuclear Fuel Cladding

Hyeon-Geun Lee[†], Daejong Kim, Ji Yeon Park, and Weon-Ju Kim

Nuclear Materials Development Division, Korea Atomic Energy Research Institute, Deajeon 305-353, Korea

(Received July 31, 2014; Revised September 5, 2014; Accepted September 11, 2014)

핵연료 피복관용 다중층 SiC 복합체 튜브의 Hoop Stress 전산모사 연구

이현근[†] · 김대종 · 박지연 · 김원주

한국원자력연구원 원자력소재개발부

(2014년 7월 31일 접수 ; 2014년 9월 5일 수정 ; 2014년 9월 11일 채택)

ABSTRACT

Silicon carbide-based ceramics and their composites have been studied for application to fusion and advanced fission energy systems. For fission reactors, SiC_f/SiC composites can be applied to core structural materials. Multilayered SiC composite fuel cladding, owing to its superior high temperature strength and low hydrogen generation under severe accident conditions, is a candidate for the replacement of zirconium alloy cladding. The SiC composite cladding has to retain its mechanical properties and original structure under the inner pressure caused by fission products; as such it can be applied as a cladding in fission reactor. A hoop strength test using an expandable polyurethane plug was designed in order to evaluate the mechanical properties of the fuel cladding. In this paper, a hoop strength test of the multilayered SiC composite tube for nuclear fuel cladding was simulated using FEA. The stress caused by the plug was distributed nonuniformly because of the friction coefficient difference between the inner surface of the tube and the plug. Hoop stress and shear stress at the tube was evaluated and the relationship between the concentrated stress at the inner layer of the tube and the fracture behavior of the tube was investigated.

Key words : Hoop stress, FEA, SiC composite tube, Nuclear fuel cladding

1. 서 론

화학기상증착법(Cheical Vapor Deposition, CVD)에 의해 제조된 탄화규소(SiC)는 고온에서의 우수한 특성과 높은 조사저항성, 그리고 우수한 기계적 특성으로 인해 원자력 에너지 발전 시스템으로의 적용을 위해 많은 연구가 진행되어 왔다.¹⁻³⁾ 특히 중성자 흡수단면적이 매우 작고(열중성자 흡수계수 = 0.09 barns) 조사에 의한 기계적 강도의 저하나 부피변화가 거의 없기 때문에 원자로의 노심재료(Reactor Core Materials)로 사용되기에 적합하며, 4세대 원전 중 하나인 초고온가스로의 TRISO(TRIstructural-ISotropic) 피복입자 핵연료의 SiC 피복층, 제어봉 외피 소재로 SiC_f/SiC 복합체의 적용이 고려되고 있다.^{4,5)} 특히 일본 후쿠시마 원전 사고의 LOCA(Loss-Of-Coolant Accident)와 같은 중대사고 시, 냉각재의 유실로 인하여 핵연료 피복관의 온도가 상승되고 이로 인하여 가압형 경수로의 핵

연료 피복관으로 사용되는 지르코늄 합금과 냉각재의 산화반응에 의해 대량의 수소가 발생하고 이로 인한 수소 폭발의 위험성의 문제가 제기되어 핵연료 피복관의 대체 재료를 개발하기 위한 연구가 활발히 이루어지고 있다. 현재 가동중인 가압형 경수로의 핵연료 피복관은 주로 Zircaloy-4, Zirlo 등의 지르코늄 합금이 사용되고 있으며, 냉각재와 고온에서 반응하여 수소를 발생시킬 수 있다. 따라서 원자로의 비정상 운전 시 냉각재와의 반응에 의한 수소발생량이 매우 적고, 고온 기계적 특성이 우수한 SiC_f/SiC 복합체는 핵연료 피복관을 대체할 수 있는 주요 후보 중 하나로 고려되고 있다.⁶⁻⁹⁾

경수로 핵연료 피복관으로 응용 가능한 탄화규소 복합체 튜브는 Fig. 1과 같이 삼중층으로 구성되어 있다. 안쪽의 화학기상증착 탄화규소층은 핵분열 생성물의 확산을 막는 역할을 담당한다. 중간층인 SiC_f/SiC층은 핵연료 피복관 전체의 기계적 특성을 증가시키며 복합체 튜브의 급격한 파괴를 방지하는 역할을 한다. 바깥쪽의 화학기상증착 탄화규소층은 복합체층의 부식 저항성을 향상시키기 위해 증착된다.¹⁰⁻¹²⁾ 삼중층 탄화규소 복합체 피복관이 경수로 핵연료 피복관으로 적용되기 위해서는 몇 가지 문

[†]Corresponding author : Hyeon-Geun Lee

E-mail : hglee@kaeri.re.kr

Tel : +82-42-866-6090 Fax : +82-42-868-8549

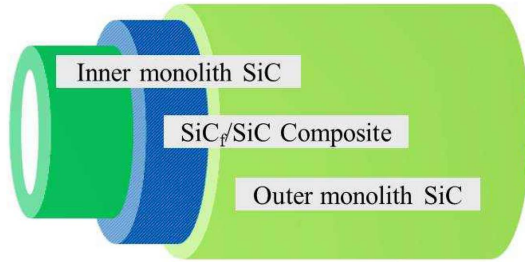


Fig. 1. Schematic of the triplex SiC composite tube.

제가 해결되어야 하며, 그 중에서도 핵분열 상황 및 핵분열이 끝난 뒤에도 기계적 강도를 유지하고 파괴되지 않는 것은 가장 중요한 문제 중에 하나이다. 따라서 핵연료 피복관으로 사용되는 튜브는 기계적 특성평가가 매우 중요하다. Hot-cell 환경에서의 전통적인 인장실험은 평가의 준비와 평가과정이 복잡해 피복관용 튜브 소재의 기계적 평가에 적용하기는 적당하지 않다. 튜브 형태 시편의 기계적 특성을 평가하기 위해 Hendrich등은 expanded plug 방법을 고안하였다.^{13,14)} 이 방법은 간단하게 Hot-cell 환경에서도 적용할 수 있으며 시편의 변위와 기계적 특성의 평가가 가능하며, 핵연료 피복관 소재의 파괴강도를 측정할 수 있다. Expanded plug 방법은 튜브 형태의 시편 내부에 실린더 형태를 갖는 폴리우레탄(Polyurethane) 소재의 플러그를 넣고 위에서 플러그에 압력을 가해 실린더 벽으로 내부 압력이 전달되게 하는 방법이다.

핵연료 피복관의 파괴강도를 측정하기 위해 사용된 expanded plug 방법을 적용하기 위해서는 실린더형 압력용기 모델(Pressurized cylinder model)에 대한 이해가 필요하다. 압력용기에서 내부에 압력을 가할 때, 실린더 벽의 두께와 실린더 내부 직경의 비가 1/20 이하일 경우 얇은 압력용기로 가정 한다. 실린더형 얇은 압력용기 모델에서 실린더 벽에 세가지 주응력이 가해지며 각각 원주 또는 후프응력(Hoop stress), 축방향응력(Axial stress), 반지름방향응력(Radial stress)이다. 얇은 실린더형 압력 용기에서는 후프응력과 축방향응력은 두께 방향으로 일정하다고 가정한다. 또한 반지름방향응력은 매우 작아 무시할 수 있다. 위와 같은 조건에서 실린더형 얇은 압력용기 모델에서 내부 압력에 의한 후프응력은 아래와 같은 식으로 계산된다.

$$\sigma_{hoop} = \frac{pr}{t} \quad (1)$$

p는 내부에서 가한 압력이며, r은 실린더의 반지름, t는 실린더 벽의 두께를 나타낸다. 후프응력은 실린더의 원주 방향으로 가해지는 응력으로 SiC 복합체 핵연료 피복관 튜브의 파괴를 야기시키는 가장 주요한 응력이다.

이와 같은 모델을 바탕으로 expanded plug 방법으로 튜

브 형태의 기계적 강도를 평가할 수 있다. 그러나 플러그를 이용하여 내부 압력을 전달하는 방법은 실린더 내부에 고르게 내부 압력을 전달할 수 없고 내부에서 변형이 일어나므로 Jian등은 시뮬레이션을 통해 expanded plug 방법 평가 시 내부 응력 변화에 대하여 분석 하였다.¹⁵⁾ 시뮬레이션 분석 결과 플러그의 전단 특성과 실험방법의 한계로 인해 expanded plug 방법을 적용 시 튜브 벽 내부에 고르게 후프응력이 전달되지 못하며 내부에 전단응력이 강하게 나타나 전단파괴가 일어남을 알 수 있었으며 이를 보완한 평가 방법을 제시하였다.

본 연구에서는 다중층 SiC 복합체 튜브에 플러그를 이용하여 내부 압력을 가해 기계적 특성을 평가할 때 복합체 튜브 내부에 유도되는 후프응력 또는 축방향응력, 반지름방향응력과 그로 인한 전단응력에 대해 분석하고자 하였다. Jian등의 논문에서 단일층으로 이루어진 튜브의 응력을 분석하였으나 본 연구에서는 삼중층으로 이루어진 튜브의 응력을 분석하였다. 삼중층으로 구성된 SiC 복합체 튜브에서 가장 높은 응력이 유도되는층을 시뮬레이션을 통해 확인하고, 유도된 후프응력과 전단응력에 대해 분석하였다. 실제 플러그를 이용한 튜브의 기계적 특성평가를 통해 삼중층 SiC 복합체 튜브가 파괴되는 양상과 시뮬레이션 분석 결과를 비교하였으며, 실험에 미치는 인자에 대하여 분석하였다.

2. 실험 방법

실린더 형태의 플러그를 이용하여 내부압력을 인가한 다중층 SiC 복합체 튜브의 후프강도 평가법의 응력을 계산하기 위해 유한요소해석 방법을 사용하였다. 삼중층 SiC 복합체 튜브에 각 층별로 유도된 응력을 얻기 위해 ABAQUS를 사용하여 계산을 진행하였다. 삼중층 SiC 복합체 튜브의 후프강도를 얻기 위해 튜브가 파손되기 까지 플러그에 압축력을 가해주었다.

2.1. 유한요소해석(Finite Element Analysis) 모델

후프응력을 계산하기 위한 후프강도 평가법의 삼차원 유한요소법 모델을 개발하였으며 Fig. 2에 나타내었다. 삼차원 모델은 실제 실험방법에 비해 단순화 되었으며, 집측면을 줄이기 위해 튜브의 아래 부분을 지지하고 있는 support를 모델에 넣지 않고 단순히 경계부분을 고정시키는 모델을 고안하였다. 고안된 모델에서 플러그는 상온에서 폴리우레탄으로 적용하였으며, 튜브 형태의 시편은 단미 탄화규소층/탄화규소 복합체층/단미 탄화규소층으로 이루어진 삼중층으로 구성하였으며, 압력을 가하는 램은 스테인리스 스틸 재질로 사용하였다. 각 재료의 물질 특성은 Table 1에 나타내었다. 복합체 튜브의 길이는 30 mm였으며, 내경은 8.5 mm, 외경은 10.1 mm로 적용하였다. 삼중

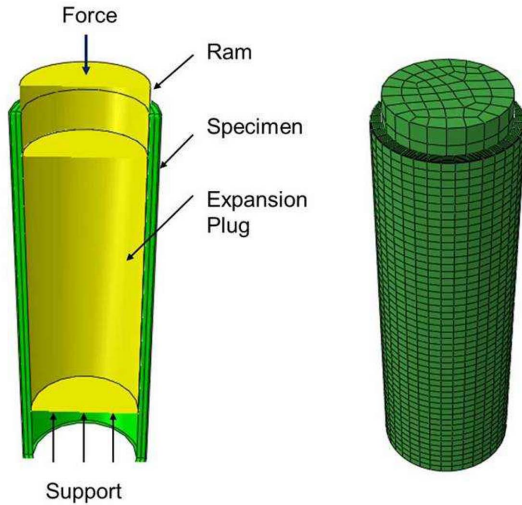


Fig. 2. 3D FEM model of the hoop strength testing model.

층 중의 내층의 두께는 0.35 mm, 중간층의 두께는 0.35 mm 이며, 외층의 두께는 0.1 mm였다. 플러그의 길이는 22 mm 로 정하였으며, 외경은 8.5 mm로 복합체 튜브의 내경과 맞닿아 있도록 설계하였다. 플러그의 외부 표면과 복합체 튜브의 내부 표면인 처음부터 맞닿아 있어 압력을 바로 전달할 수 있도록 하였다. 두 표면의 접촉은 일반적인 접촉 조건으로 정의하였으며, 마찰계수는 0에서 0.3까지 변화시키며 해석하였다. 외부의 힘은 램을 통하여 위에서 아래 방향으로 가해주었으며, 복합체 튜브의 밑 부분과 플러그의 밑 부분은 6 DOF로 제한하였다. 램과 플러그의 접촉은 일반적인 접촉 조건을 사용하였으며, 마찰계수는 1로 설정하여 움직이는 조건을 적용하였다.

플러그에 적용한 폴리우레탄 소재의 성질은 초탄성 (Hyperelastic) 특성을 사용하였다. 유한요소 해석을 위해 ABAQUS 안의 초탄성 모델을 적용하였으며, Yeoh 형식 (Form)의 초탄성 모델에서 상온에서의 폴리우레탄의 초탄성 특성 계수를 적용하였다.^{15,16)} 사용한 물질 특성을 Table 2에 나타내었다.

2.2. 후프강도 평가법

삼중층 튜브 시편의 후프강도 평가는 다음과 같은 과정으로 준비되었다. 길이 30 mm의 탄화규소/탄화규소 복합체/탄화규소층으로 이루어진 삼중층 탄화규소 복합체 튜브를 후프강도 평가를 위해 준비하였다.²¹⁾ 삼중층 튜브에 압력을 전달하기 위해 길이 22 mm, 직경 8.45 mm의 폴리우레탄(Polyurethane) 플러그를 삽입하였다. 삼중층 탄화규소 복합체 튜브는 길이 30 mm, 내경 8.5 mm, 외경 9.6~10.1 mm였으며, 상온에서 플러그에 하중을 가하기 위해 만능 인장 시험기(Instron 4465, load cell capacity = 5 kN)를 사용하였다. 하중은 실린더형 폴리우레탄 플러그의 상부에 0.1 mm/s로 인가하였다. 반지름 방향의 변위 측정은 튜브의 외부 표면 중앙에 4개의 변위 변환기(Kyowa, Co. Ltd)를 부착하여 측정하였다.

3. 결과 및 고찰

후프응력을 계산하기 위해 제안한 후프강도 평가법 모델의 정확성을 확인하기 위하여 단일층으로 이루어진 탄화규소층에서의 후프응력 및 축방향, 반지름방향응력을 해석하여 실린더형 압력용기 모델의 계산식으로부터 구한 각각의 응력값과 비교하였다. 램에 가한 압력은 20 MPa를 사용하였으며, 탄화규소 튜브의 내부 표면과 플러그의 외부 표면과의 마찰계수는 0으로 계산하였다.

본 연구에서 사용한 모델의 계산식을 구하기 위해 실린더형 두꺼운 압력용기 모델을 적용하였다. 실린더형 두꺼운 압력용기 모델에서 실린더의 내부반경과 실린더 두께의 비(r_i/t)가 10 보다 크게 되면 후프응력의 반지름 방향으로의 변화가 무시할 수 없는 정도로 커진다. 반지름 방향의 응력은 내부에서 가하는 압력과 크기는 같고 방향이 다른 $-p$ 로 가해지며 외부 표면은 0이 되고 반지름 방향으로 값이 달라지게 된다. 이와 같은 모델에서 각각의 후프응력, 축방향응력, 그리고 반지름방향응력은 다음과 같은 식으로 계산 되어진다.

Table 1. Material Properties of Components with Hoop Strength Test Model of Plug

Materials	Stainless steel ^{17,18)}	SiC ¹⁹⁾	SiC _f /SiC ²⁰⁾	
Elastic modulus (GPa)	207	460	E_x	$E_y = E_z$
			124	155
Poisson's ratio	0.28	0.21	$\nu_{xy} = \nu_{xz}$	ν_{yz}
			0.20	0.16

Table 2. Material Properties of Polyurethane with Hyperelastic Material Model

Materials	Polyurethane ¹⁶⁾					
Hyperelastic Yeoh form	C10	C20	C30	D1	D2	D3
	9.1	4.9	4.8	$1.88e^{-3}$	$8.19e^{-5}$	$-6.33e^{-6}$

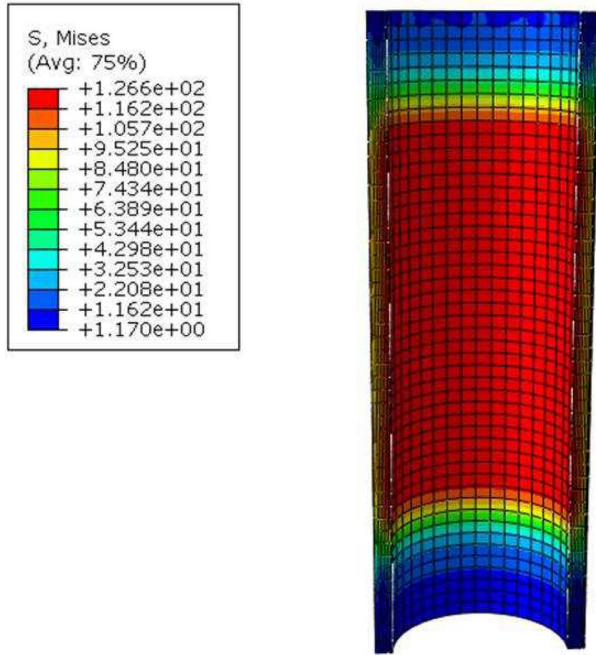


Fig. 3. Stress distribution in the mono SiC tube for FEM with the hoop strength testing system by plug.

$$\sigma_l = \frac{r_i^2 p}{r_o^2 - r_i^2} \quad (2)$$

$$\sigma_r = \frac{r_i^2 p}{r_o^2 - r_i^2} \left(1 - \frac{r_o^2}{r^2} \right) \quad (3)$$

$$\sigma_t = \frac{r_i^2 p}{r_o^2 - r_i^2} \left(1 + \frac{r_o^2}{r^2} \right) \quad (4)$$

각각 σ_l 은 후프응력, σ_r 은 축방향응력, σ_t 는 반지름방향응력을 나타내며, r_i 는 튜브의 내부반경, r_o 는 튜브의 외부반경, p 는 내부 압력을 나타낸다. 30 mm 길이의 탄화규소 단일층 튜브에서 내부 압력 20 MPa를 가했을 때의 각 요소 응력을 실린더형 두꺼운 압력용기 모델을 적용 계산한 결과 튜브 내부 표면에서의 후프응력은 117.1 MPa, 축방향응력은 48.6 MPa, 반지름방향응력은 -20 MPa를 나타내었다.

Fig. 3에 ABAQUS로 해석한 탄화규소 단일층 후프강도 평가법 모델의 본 미세스(Von Mises) 응력 분포를 나타내었다. 압력을 인가하는 플러그와 접촉한 튜브 내부 표면에는 압력이 균일하게 분포하는 것을 확인할 수 있었다. 튜브 내부 표면의 접촉 압력은 19.62 MPa로 외부에서 인가한 20 MPa의 압력이 완전하게 전달되지는 않았지만 대부분의 압력이 튜브 내부로 전달되어 본 모델에서 적용한 플러그의 초탄성 특성(Yeoh's model)이 적절하게 후프강도 평가법을 모사하였으며, 실린더형 두꺼운 압력용기 모델의 계산식과 비교하기에 적절한 값을 나타내는 것을 확

Table 3. True Stress Range at the Inner SiC Layer of the Triplex SiC Composite Tube

σ_l (MPa)	σ_r (MPa)	σ_t (MPa)	Von Mises (MPa)
-16.1 ~ -0.4	0 ~ 142.5	-62.2 (-34.9*) ~ 26.2	~ 160.6

*The axial stress of the cladding at maximum hoop stress section

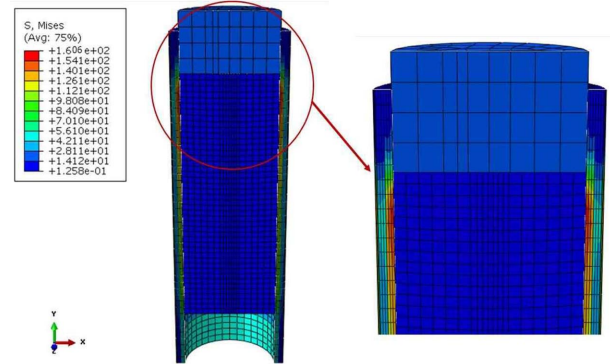


Fig. 4. Nonuniform stress distribution in the triplex tube for FEM with the hoop strength testing system by plug.

인할 수 있었다. 탄화규소 단일층 튜브 내부 표면에서의 후프응력은 114.4 MPa, 축방향응력은 -27.5 MPa, 반지름방향응력은 -18.3 MPa를 나타내었으며 실린더형 두꺼운 압력용기 모델에서 계산한 결과와 Table 3에 나타내었다. 비교 결과 후프강도 평가법 모델에서 유도된 응력은 실린더형 두꺼운 압력용기 모델에서 계산된 응력과 다르게 유도되며, 특히 축방향으로의 응력이 크게 다르게 나타났다. 축방향응력 값이 다르게 나타나므로 축방향응력과 후프응력의 합으로 나타나는 전단응력의 경우 압력용기 모델과 유한요소법 해석 모델에서의 양상이 다르게 나타나게 된다. 따라서 후프응력 평가법을 통해 후프강도를 평가할 때 실린더형 압력용기 모델의 이론 계산식을 사용하는 것은 실제 튜브에 유도되는 응력을 제대로 반영하지 못할 수 있다. 따라서 후프강도를 평가하기 위해 후프강도 평가법의 응력 분포를 정확하게 계산할 필요성이 제기된다. 그러나 후프응력과 반지름방향응력은 두 결과에서 거의 유사한 값을 나타내어, 복합적인 파괴 양상이 아닌 후프응력에 의한 파괴를 고려할 경우 후프강도 평가법을 통한 후프강도를 대략적으로 유추할 수 있다. 본 연구에서는 주로 후프강도 평가법의 후프응력을 분석하였으며, 실린더형 압력용기 모델 이론과 다른 양상을 보이는 전단응력에 대하여 분석하였다.

탄화규소 복합체 삼중층 튜브의 본 미세스 응력 분포를 Fig. 4에 나타내었다. 플러그와 튜브 내부 표면과의 마찰계수는 0.3으로 해석하였다. 플러그로 인해 튜브 내부 표면에 유도된 응력은 튜브 전체에 고르게 분포되지 않고 플러그의 윗 부분과 접촉하고 있는 상단 부분에 집중

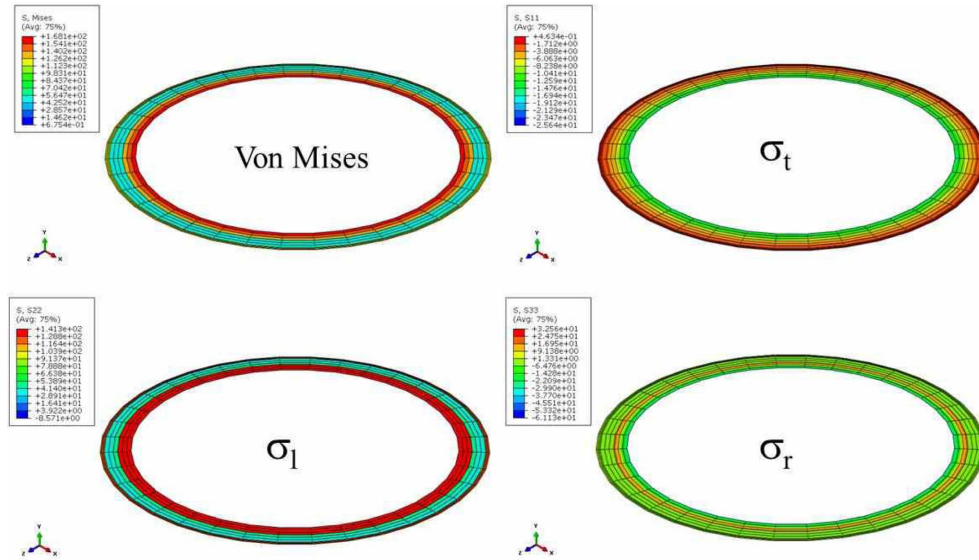


Fig. 5. Stress distribution at the maximum hoop stress section of the triplex tube for FEM with the hoop strength testing system by plug.

되어 있는 경향을 나타내었다. 탄화규소 단일층 튜브에 대한 해석 결과와 비교해 볼 때 플러그와 튜브 내부 표면과의 마찰이 존재하는 경우 튜브의 아래 부분까지 응력이 전달되지 못하고 마찰로 인해 튜브 상단 부분에 응력이 집중되는 결과를 나타내었다. 실제 실험 평가를 진행 할 경우, 마찰계수가 0인 마찰이 없는 조건이 아니며 튜브 내부 표면과 플러그는 일정한 마찰계수를 가지게 되므로 평가 시에 튜브의 상단 부분에 응력이 집중되어 파손이 시작되는 결과를 보일 것으로 예상할 수 있다. 따라서 튜브 내의 응력을 고르게 분포시키기 위해서는 플러그와 튜브 내부 표면과의 마찰계수를 줄이는 노력이 필요하다.

Fig. 4에 나타낸 탄화규소 복합체 삼중층 튜브 내의 각 층별 응력 분포를 분석한 결과, 유한요소 해석결과 각 층별로 유도되는 후프응력 값이 크게 다르게 나타나는 것을 확인할 수 있었다. 내부 탄화규소층의 최대 후프응력은 142.5 MPa였으며, 중간층인 탄화규소 복합체층의 최대 후프응력은 38.8 MPa를 나타내었다. 외부 탄화규소층의 최대 후프응력은 110.6 MPa를 나타내었다. 탄화규소 복합체 중간층에 유도되는 후프응력이 내부 탄화규소층의 후프응력의 1/3 보다 작은 값을 나타내었다. 삼중층 튜브 내부에서 압력을 가해 튜브가 팽창할 때 내부 또는 외부의 탄화규소층에 비해 낮은 탄성을 값을 갖는 탄화규소 복합체층에 응력이 적게 유도됐음을 알 수 있다. 유한요소 해석 결과를 볼 때 후프강도 평가법을 이용하여 삼중층 튜브의 후프강도를 평가하는 경우 내부 탄화규소층에서 가장 먼저 파손이 발생할 것으로 예상된다. 따라서 후프강도 평가법은 탄화규소 복합체층의 후프강도를 직

접적으로 평가하는 것은 어려우며, 내부 탄화규소층의 후프강도 또는 삼중층 튜브 전체에 대한 강도를 평가 할 수 있다.

삼중층 튜브의 최대 후프응력이 유도되는 지점에서 분미세스 응력, 후프응력 축방향응력, 반지름방향 응력 분포를 Fig. 5에 나타내었다. 튜브 단면의 후프응력 결과에서 내부 탄화규소층에 가장 높은 후프응력이 유도됨을 확인하였다. 축방향응력을 나타낸 결과에서 삼중층 튜브 내부 탄화규소층에 강한 압축응력(-34.9 MPa)이 유도되는 것을 알 수 있다. 이는 기초 연구로 수행한 탄화규소 단일층 튜브의 응력 해석 결과(압축응력, -27.5 MPa)와도 일치하는 결과이며, 실린더형 압력용기 모델에서 나타나는 인장응력과는 반대되는 결과이다. 후프강도 평가법에서는 플러그를 위에서 아래로 압축시켜 튜브 내부로 응력을 전달하는 방법을 사용한다. 플러그의 물질 특성 상 상부에서 압축시키면 플러그의 중간 부분이 부푸는 배럴링 효과(Barreling effect)가 발생한다.²²⁾ 플러그의 형상을 따라 삼중층 튜브도 가운데 부분이 부푸는 bulging 현상을 나타내게 된다. 삼중층 튜브의 bulging 효과에 의해 유도된 튜브의 구부러짐으로 인해 튜브 내부에 축방향 압축응력이 발생하게 된다. Fig. 6의 축방향응력을 나타낸 그림에서 튜브의 내부에는 압축응력이 발생하고, 외부 쪽으로는 인장응력이 발생하는 것을 확인 할 수 있다.

삼중층 튜브의 bulging 효과로 인해 튜브 내부 탄화규소층에 유도되는 응력이 매우 불균일하게 분포하며 넓은 범위의 값을 나타내는 것을 확인할 수 있으며 이를 Table 3에 나타내었다. 특히 축방향의 압축응력으로 인해 내부 탄화규소층에는 국부적으로 높은 전단응력이 발생할 수

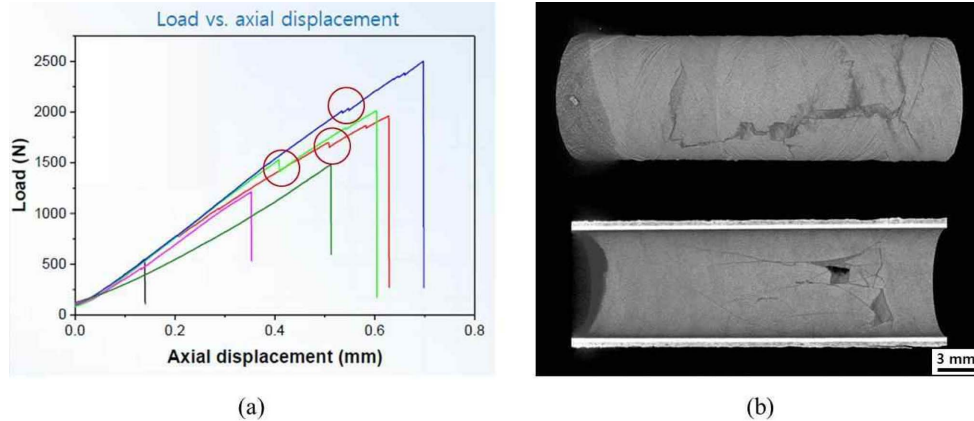


Fig. 6. The hoop strength test results of the triplex SiC composite tube with (a) load vs. axial displacement curve and (b) micro CT image.

있다. 내부 탄화규소층에 유도되는 최대 전단응력은 $(\sigma_r - \sigma_t)/2 = 88.7 \text{ MPa}$ 를 나타낸다. 이 값은 삼중층 튜브의 후프강도 평가 시 전단 파괴가 일어날 가능성이 있음을 알려준다.

탄화규소 복합체 삼중층 튜브의 후프강도 평가 결과를 Fig. 6(a)에 나타내었다. 여러 종류의 탄화규소 복합체층을 사용한 삼중층 튜브를 평가하였으며 평가 시 램의 변위와 램에 가한 하중을 그래프로 표시하였다. 램에 가하는 하중을 증가시키면 일정 이상의 하중에서 삼중층 튜브의 파손이 일어나게 된다. 하중-변위 그래프 내의 빨간색 원을 보면 대부분의 시편에서 삼중층 튜브가 파손되기 전에 작은 하중 감소가 일어나는 것을 확인할 수 있다. 이러한 하중 감소는 유한요소법으로 해석해본 결과로 미루어볼 때 내부 탄화규소층에서 균열이 생성되었을 때 생기는 것으로 추정된다. 하중이 증가함에 따라 내부 탄화규소층에 유도되는 높은 후프응력 및 본 미세스 응력으로 인해 먼저 내부 탄화규소층에서 균열의 생성이 일어나고 균열이 중간층인 탄화규소 복합체층과의 사이까지 진행하게 된다. 중간층에 유도되는 응력은 내부에 유도된 응력보다 낮기 때문에 바로 파손되지 않고 하중이 더 증가할 때까지 삼중층 튜브는 전체가 파손되지 않고 내부 탄화규소층의 균열이 생성된 상태로 유지 될 것이다. 하중이 더 증가하게 되어 내부 탄화규소층에서 시작된 균열의 끝부분에 집중된 응력이 중간층인 탄화규소 복합체층의 강도를 뛰어넘게 되면 탄화규소 복합체층으로 균열이 진행되고, 높은 하중으로 인해 균열 전파 속도가 매우 빨라져서 외부 탄화규소층까지 순식간에 균열이 전파되어 삼중층 튜브의 파손이 발생할 수 있다. Fig. 6(b)에 삼중층 복합체 튜브의 파손 이미지를 나타내었다. 튜브의 윗 부분에서 파손이 시작되는 것을 확인할 수 있었으며, 이는 후프강도 평가법의 유한요소 해석에서 나타나는 튜브 윗부분에 응력이 집중되는 현상과 일치하는 결과를 보였다.

또한 내부 탄화규소층에 생성된 균열 이미지에서 후프응력과 전단응력이 내부 탄화규소층의 파손에 영향을 미쳤음을 확인할 수 있었다.

4. 결 론

플러그를 이용한 후프강도 평가법을 유한요소 모델을 통하여 해석하였으며, 내부 압력을 가할 시에 유도되는 후프응력과 전단응력을 분석하였다.

탄화규소 단일층 튜브의 후프강도 평가법 모델 유한요소법 해석 결과 실린더형 압력용기 모델과 유도되는 응력이 일부 차이가 있음을 알 수 있었다. 후프응력과 반지름방향응력은 유사한 결과를 나타내었으나 축방향응력의 경우 두 모델에서 압축응력과 인장응력으로 서로 다른 결과를 나타내었다.

탄화규소 복합체 삼중층 튜브의 후프강도 평가법 해석 결과 플러그와 내부 탄화규소층과의 마찰계수로 인해 튜브의 상단 부분에 대부분의 응력이 집중 되는 것을 확인하였으며 실제 후프강도 평가 결과 튜브의 상단 부분에서 파손이 일어나는 것을 알 수 있었다. 또한 튜브 각 층의 후프응력을 비교한 결과 내부 탄화규소층에 가장 큰 후프응력이 유도되며, 중간층인 탄화규소 복합체층에는 내부층의 1/3보다 작은 값이 유도되는 것을 확인하였다. 후프강도 평가 시에 내부 탄화규소층에서 먼저 균열이 생성되어 유한요소 해석결과와 일치하는 것을 확인하였다.

Acknowledgment

이 논문은 2014년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구입니다(원자력연구개발사업, No. 2012M2A8A5009818).

REFERENCES

1. R. Naslain, "Design, Preparation and Properties of Non-Oxide CMCs for Application in Engines and Nuclear Reactors: An Overview," *Compos. Sci. Technol.*, **64** [2] 155-70 (2004).
2. W. -J. Kim, S. M. Kang, K. H. Park, A. Kohyama, W. -S. Ryu, and J. Y. Park, "Fabrication and Ion Irradiation Characteristic of SiC-Based Ceramics for Advanced Nuclear Energy System(in Korean)," *J. Kor. Ceram. Soc.*, **42** [8] 575-81 (2005).
3. Y. Katoh, T. Nozawa, L. L. Snead, K. Ozawa, and H. Tanigawa, "Stability of SiC and Its Composites at High Neutron Fluence," *J. Nucl. Mater.*, **417** [1-3] 400-05 (2011).
4. L. L. Snead, T. Nozawa, M. Ferraris, Y. Katoh, R. Shinavski, and M. Sawan, "Silicon Carbide Composites as Fusion Power Reactor Structural Materials," *J. Nucl. Mater.*, **417** [1-3] 330-39 (2011).
5. B. Riccardi, L. Giancarli, A. Hasegawa, Y. Katoh, A. Kohyama, R. H. Jones, and L. L. Snead, "Issues and Advances in SiC_f/SiC composites Development for Fusion Reactors," *J. Nucl. Mater.*, **329-33** 56-65 (2004).
6. Y. Katoh, L. L. Snead, I. Szlufarska, and W. J. Weber, "Radiation Effects in SiC for Nuclear Structural Applications," *Curr. Opin. Solid State Mater. Sci.*, **16** [3] 143-52 (2012).
7. L. Chaffron and J. -L. Seran, "Innovative SiC_f/SiC Composite Materials for Fast Reactor," Nuclear Fuels and Structural Materials for the Next Generation Nuclear Reactors, San Diego, U. S. A., June 13-17, 2010.
8. K. Yueh, D. Carpenter, and H. Feinroth, "Clad in Clay," *Nucl. Eng. Int.*, **55** 14-16 (2010).
9. W. -J. Kim, D. Kim, and J. Y. Park, "Fabrication and Material Issues for the Application of SiC Composites to LWR Fuel Cladding," *Nucl. Eng. Technol.*, **45** [4] 565-72 (2013).
10. D. R. Olander, "Nuclear Fuels - Present and Future," *J. Nucl. Mater.*, **389** 1-22 (2009).
11. K. Minato and K. Fukuda, "Chemical Vapor Deposition of Silicon Carbide for Coated Fuel Particles," *J. Nucl. Mater.*, **149** [2] 233-46 (1987).
12. S. Kouadri-Mostefa, P. Serp, M. Hemati, and B. Caussat, "Silicon Chemical Vapor Deposition (CVD) on Microporous Powders in a Fluidized Bed," *Powder Technol.*, **120** [1-2] 82-87 (2001).
13. W. R. Hendrich, W. J. McAfee, and C. R. Lutell, "Expanded Plug Method for Developing Circumferential Mechanical Properties of Tubular Materials," United States Patent, Patent No. U. S. 7140259 B2, Nov. 28, 2006.
14. R. A. Jaramillo, W. R. Hendrich, and N. H. Packan, "Tensile Hoop Behavior of Irradiated Zircaloy-4 Nuclear Fuel Cladding," ORNL/TM-2006/163, December 2006.
15. H. Jian and J. -A. J. Wang, "Methodology for Mechanical Property Testing of Fuel Cladding Using an Expanded Plug Wedge Test," *J. Nucl. Mater.*, **446** [1-3] 27-37 (2014).
16. J.-A. J. Wang and H. Jiang, "Methodology for Mechanical Property Testing on Fuel Cladding Using a Modified Expansion Plug Testing Protocol," ORNL/TM-2012/462, Oak Ridge National Laboratory, March 2013.
17. http://www.aksteel.com/pdf/markets_products/stainless/ferritic/430_Data_Sheet.pdf.
18. R. Thrash A. Murrah, M. Lancaster, and K. Nuckles, Southwire Company Overhead Conductor Manual; Second Ed. *Southwire Company*, Carrolton, Georgia, 2007.
19. T. Hinoki, K. Nozawa, H. Kishimoto, A. Kohyama, Y. Katoh, T. Nozawa, and L. L. Snead, "Radiation Effect on SiC/SiC Neutron and Charged Particle Irradiation," 7th IEA WS on SiC/SiC Composites, Petten, Netherland, September 18-20, 2006.
20. T. K. Jacobsen and P. Brondsted, "Mechanical Properties of Two Plain-woven Chemical Vapor Infiltrated Silicon Carbide-Matrix Composites," *J. Am. Ceram. Soc.*, **84** [5] 1043-51 (2001).
21. W. -J. Kim, D. J. Kim, C. H. Jung, J. Y. Park, and L. L. Snead, "Nondestructive Evaluation of Microstructure of SiC_f/SiC Composites by X-ray Computed Microtomography," *J. Kor. Ceram. Soc.*, **50** [6] 378-83 (2013).
22. <http://www.axelproducts.com/downloads/TestingForHyperelastic.pdf>