복합재 연소관의 쐐기형 체결부 구조 해석

황태경* · 도영대* · 김유준*

The Structural Analysis of Wedge Joint in Composite Motor Case

T. K. Hwang* · Y. D. Doh* · Y. J. Kim*

ABSTRACT

The joint parts was composed of inner AL(aluminum) ring, FRP wedge and motor case which was manufactured by filament wound method. Where the motor case consists of helical and hoop layer. The finite element analysis was performed for the design variable of joint parts to improve the performance of motor case. Where the adhesive layer was modeled to elasto-perfect plastic material and the contact condition of AL ring and wedge was modeled by using the contact surface element of ABAQUS. And the sliding distance of AL ring and the hoop strain of composite case were compared to hydro-static test results to verify the accuracy of analysis results. When wedge and AL ring was perfect bonding, though the hoop strain of joint part was reduced, the maximum shear stress was occurred at the adhesive layer. Thus the adhesive layer had failed due to the high shear stress before the failure was occurred at the case. And as another design method, when wedge and AL ring was contact condition, the shear stress on adhesive layer was decreased. But the hoop stress of joint part increased due to the sliding behavior of AL ring. Finally, the fail was occurred at the composite case of joint part. The improved joint method reinforced by hoop layer to the joint parts under contact condition for wedge and Al. ring reduced the joint part's hoop strain by constraint the sliding behavior of AL ring.

초 록

본 체결부는 필라멘트 와인딩으로 제작된 연소관, 복합재 쐐기 그리고 알루미늄 내부 링으로 구성된다. 여기서 연소관은 헬리컬 층과 후프 층으로 이루어져 있다. 이러한 복합재 연소관의 성능 향상을 위해 체결부의 설계 변수에 따른 유한 요소 응력 해석이 수행되었다. 이때 접착 층을 탄-소성 거동 재질로, 쐐기부와 알루미늄 링간의 접촉 상태는 ABAQUS의 접촉 표면 요소로 모사 되었다. 또한 해석 결과의 정확성을 입증하기 위해 내압에 의한 체결부 밀림 변위와 연소관 몸체의 원주 방향 변형도를 수압 시험과 비교하였다. 쐐기와 알루미늄 링간의 완벽 접착은 쐐기와 연소관간의 접착 층에 높은 전단 변형을 발생시켜 체결부 조기 파괴의 원인이 된다. 쐐기와 알루미늄 링간의 미 접착은 쐐기와 연소관사이의 접착 층 전단 응력을 감소시키는 반면 내부 알루미늄 링의 미끄러짐 거동으로 체결부 복합재의 반경 방향 변형을 증가시켜 파괴를 유발하였다. 그러나 쐐기부와 알루미늄 링간의 미 접착 상태에서, 원주 방향 와인딩으로 체결부 지점을 보강한 경우, 알루미늄 링의 미끌어짐이 억제되어 체결부 지점의 복합재 원주 방향 변형값이 감소했다.

* 국방과학연구소(Agency for Defence Development)

1. 서 론

섬유 강화 복합재(Fiber Reinforcement Plastic)는 다른 재질에 비해 섬유의 인장 하중에 대한 비강도, 비강성이 매우 우수하다는 장점으로 여러 분야에 널리 적용되고 있다. 특히 압력 용기인 경우 내압에 의한 대부분의 하중을 강도와 강성 특성이 뛰어난 섬유의 인장으로 지탱하기 때문에 복합재가 성공적으로 적용되고 있는 대표적인 구조물 중의 하나이다. 이러한 압력 용기 대부분은 축대칭 형상으로서, 필라멘트 와인딩 공법으로 섬유의 끊어짐 없이 연속 작업으로 제작된다. 그러므로 복합재 압력 용기 자체로는 비교적 균일한 강도를 유지할 수 있으나, 다른 재질의 구조물과 연결하기 위해 이용되는 체결부에서는 많은 구조 강도 문제점이 발생된다. 특히 복합재 연소관인 경우 전·후방에 노즐 및 구동 장치 등 다른 구조물과 조립되어 사용되기 때문에, 이들 체결부의 설계/해석에 대한 많은 연구와 일련의 연구 결과가 발표되어 왔다. 체결 방법으로 볼트형 체결과 접착형 체결로 크게 나누어 볼 수 있는데, 볼트형인 경우 구조적 신뢰성을 줄 수 있으나, 복합재 구조물에 적용되는 구멍 가공으로 인한 섬유의 끊어짐과 응력 집중으로 강도 저하가 발생되는 문제점이 있고, 접착형인 경우 구조물의 가공으로 인한 강도 저하는 없으나 접착 층의 공정 변수가 크고, 지속적인 강도 유지에 대한 문제점이 존재한다. 이러한 이유로 체결부는 복합재 연소관에서 가장 구조적으로 취약한 지점이 되어 체결부의 강도는 전체 구조물의 강도가 된다. 그러므로 체결부의 효율적인 설계는 전체 연소관의 구조 성능 향상에 크게 기여하게 된다. 본 논문은 전방부에만 돔이 존재하는 한쪽 열림 형 복합재 연소관에 적용되는 여러 체결 방법 중 쐐기형 접착 체결법에 관한 연구의 결과로서, 본 체결부의 구조 강도를 향상시키고 원하는 파열 모드를 얻기 위해 체결부 설계 변수 해석과 시험이 수행되었다. 설계 변수로는 필라멘트 와인딩 적층 및 강성 그리고 알루미늄 링과 복합재 쐐기간의 접착 유무를 고려하였다. 참고로 초기 설계형인 기본형 체결부는 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 완벽 접착시킨 형태이다. 이러한 연구를 통해 복합재연소관 체결부의 재설계 및 성능 확인 시험이 이루어졌으며, 최종적으로 원하는 파괴 모드와 체결부 파열 압력을 향상시킬 수 있었다.

2. 체결부 형상 및 해석 모델링

2.1 체결부 형상

복합재 연소관 체결부의 단면 형상은 Fig.1-2와 같이 복합재 원통부 적층 2부위, 복합재 쐐기, 접착층, 그리고 내부 알루미늄링 등 5부위로 구성되어 있다.

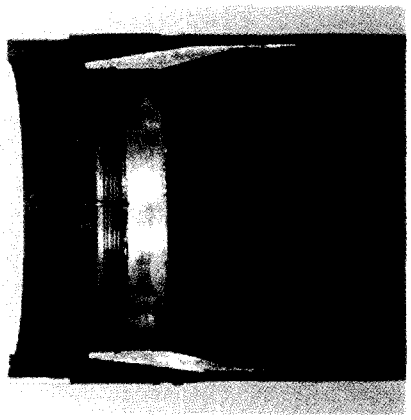

Fig. 1 The shape of wedge type joint

①:Aluminum Ring, ②:FRP wedge, ③:Helical 1 layer, ④:Adhesive film, ⑤Helical 2&Hoop layer

Fig. 2 Configuration of wedge joint parts

원통부는 2종의 헬리컬 층과 후프 층으로 구성되며, 복합재 쐐기부는 전단 강성을 높이기 위해 (±45) 적층으로 와인딩되어 있다. 또한 연소관 기밀을 위해 EPDM 고무를 연소관 내부에 접착시켰고, 외부 구조물과의 연결을 위해 알루미늄 링이 내부에 삽입되어 있다. 그리고 내압에 의한 내부 알루미늄 링의 이탈 방지를 위해 그림과 같이 알루미늄 링 뒷면에 복합재 쐐기를 조립하였고 복합재 쐐기는 접착필름을 이용하여 연소관 원통부와 접착 결합시켰다. 이때의 접착은 연소관 원통부 와인딩 후 수지와 동시 성형시켜, 비교적 완전한 접착이 되게 하였다. 헬리컬 필라멘트 와인딩법이 적용되었으며, 적용 소재는 일본 토레이(toray)사에서 생산되는 고강도 탄소 섬유(T800)와 에폭시 수지(AD6005)가 적용되었고, 접착층은 사이나미드(Cynamid)사(미)의 FM73 접착필름이 사용되었다.

2.2 체결부 해석 모델링

하중 조건은 설계 압력인 4200psi가 내압으로 적용되었고, 수압시험 치구 모델링으로 압력 마개를 알루미늄 링에 부착시켰다. 유한 요소 모델링을 위해서 워크스테이션(IRIS Indigo2)에 설치되어 있는 PATRAN 7.0을 이용하였고, 해석은 ABAQUS 5.4를 이용하였다. 그리고 연소관이 축대칭 구조물이므로 2차원 축대칭 요소(CAX4)를 이용하였고, 알루미늄 링과 복합재 쐐기가 미접착일 경우 상호 미끄러짐 거동을 모사하기 위하여 알루미늄 링 표면을 주 표면(Master Surface)으로, 복합재 내면을 종속 표면(Slave Surface)으로 한 접촉 표면(Contact surface) 요소로 모사하였다. 그리고 수압시험 치구의 영향을 고려하기 위해 알루미늄 링과 약 0.5(mm)의 유격을 갖는 치구를 모델링하여 알루미늄 링과 접촉 표면으로 내압이 적용되게 하였다. 또한 완벽 접착인 경우 복합재 쐐기면을 Tied 명령으로 알루미늄 링과 구속시켰다. Table. 1에서 평면외(Out of plane) 재료물성은 ASTM 기준에 따라 시험해서 구한 평면 내(In plane) 재료물성 시험값을 이용하여 1층이 횡방향 등방성(Transversely isotropic)이라는 가정하에 계산되었다. 그리고 0.3(mm) 두께의 접착 층은 인장과 전단 항복 강도 값을 고려한 완전 탄-소성(Elasto-perfect plastic) 재질로 가정하였고, 파손 이부는 최대 변형도 이론으로 판단하였다.

Table.1 Material properties & Lay-up for case

Unit : (Kg/mm^2)

- ▶ T800/AD6005 :
  E_1=17066.4, E_2=933.86, E_3=933.86
  G_{12}=544.4, G_{13}=544.4, G_{23}=387.4
  ν_{12}=0.33, ν_{13}=0.33, ν_{23}=0.49
- ▶ AL7175-T73 :
  E= 7311.0, ν=0.33
- ▶ FM73 :
  E=250.0, ν=0.36, σ_{yp}=8.366, τ_{yp}=4.78
- ▶ Stacking sequence for motor case
  $[(\pm 18)_3/90_2/(\pm 55)_2/90_8]_T$

Fig.3 Finite element modeling

이때 축대칭 요소를 사용시, 단면 해석을 하기 때문에 두께 방향 물성을 포함하는 3차원 재료 물성(9개)이 요구된다. 특히 연소관 원통부인 경우 2종의 헬리컬 층과 후프 층으로 구성되어 있기 때문에 이들 분할 단면의 재료물성을 실제와 유사하게 모사할 수 있는 3차원 적층판 유효 강성 값을 필요로 한다. 총 적층판의 두께는 한 층의 두께에 비해 상당히 크다는 가정 아래 유효 강성을 유도하여 해석에 적용하였다.

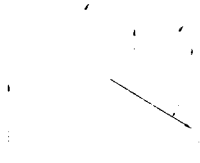

Fig. 4 Rotation of principal material axis from arbitrary axis.

기본 적층인 0° 인 경우 재료 물성이 3축 모두에 대해 대칭인 직교 이방성(Orthotropic)특성을 나타내고, 두께 방향 단면이 등방성이라는 가정을 적용하면 식(1)과 같이 5개의 독립 상수 값만 필요하게된다.

$$\begin{Bmatrix}\sigma_1\\ \sigma_2\\ \sigma_3\\ \tau_{23}\\ \tau_{31}\\ \tau_{12}\end{Bmatrix}=\begin{bmatrix}C_{11} & C_{12} & C_{13} & 0 & 0 & 0\\ C_{12} & C_{22} & C_{13} & 0 & 0 & 0\\ C_{13} & C_{13} & C_{22} & 0 & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & \frac{C_{22}-C_{13}}{2} & 0 & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & \frac{C_{22}-C_{13}}{2} & 0\\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & C_{66}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\varepsilon_1\\ \varepsilon_2\\ \varepsilon_3\\ \gamma_{23}\\ \gamma_{31}\\ \gamma_{12}\end{Bmatrix} \quad (1)$$

이때 이러한 층을 임의 각도를 갖는 층으로 전환하여 임의의 적층판을 구성하였을 때, 두께 방향으로만 대칭이라는 가정하에 식(2)와 같은 마크로(Macro) 응력과 변형도 관계로 나타낼 수 있다.

$$\begin{Bmatrix}\bar{\sigma}_{xx}\\ \bar{\sigma}_{yy}\\ \bar{\sigma}_{zz}\\ \bar{\sigma}_{yz}\\ \bar{\sigma}_{xz}\\ \bar{\sigma}_{xy}\end{Bmatrix}=\begin{bmatrix}\bar{C}_{11} & \bar{C}_{12} & \bar{C}_{13} & 0 & 0 & \bar{C}_{16}\\ \bar{C}_{12} & \bar{C}_{22} & \bar{C}_{23} & 0 & 0 & \bar{C}_{26}\\ \bar{C}_{13} & \bar{C}_{23} & \bar{C}_{33} & 0 & 0 & \bar{C}_{36}\\ 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{44} & \bar{C}_{45} & 0\\ 0 & 0 & 0 & \bar{C}_{45} & \bar{C}_{55} & 0\\ \bar{C}_{16} & \bar{C}_{26} & \bar{C}_{36} & 0 & 0 & \bar{C}_{66}\end{bmatrix}\begin{Bmatrix}\bar{\varepsilon}_{xx}\\ \bar{\varepsilon}_{yy}\\ \bar{\varepsilon}_{zz}\\ \bar{\varepsilon}_{yz}\\ \bar{\varepsilon}_{xz}\\ \bar{\varepsilon}_{xy}\end{Bmatrix} \quad (2)$$

(2)식과 같이 표현되는 적층판의 의 유효 강성을 구하기 위해 총 적층판의 두께는 한 층의 두께에 비해 상당히 크다는 개념을 이용하였다 [1-2].

$$\bar{\sigma}_{ij}=\frac{1}{V}\cdot\int_V \sigma_{ij}\,dV$$
$$\bar{\varepsilon}_{ij}=\frac{1}{V}\cdot\int_V \varepsilon_{ij}\,dV \quad (3)$$

(i, j = x, y, z , V = Volume of laminate)

이때 각 층의 의 평면 치수는 일정하다는 가정과, 각 층별 평면 내 변형도 및 평면 외 경계 응력이 연속하다는 가정하에 다음과 같은 수식이 유도된다.

$$\bar{\sigma}_{ij}=\sum_{k=1}^{N} V_k\cdot\sigma_{ij}^{(k)}$$
$$\bar{\varepsilon}_{ij}=\sum_{k=1}^{N} V_k\cdot\varepsilon_{ij}^{(k)} \quad (4)$$
$$V_k=\frac{t^k}{h}\ ,\ (h:\ Laminate\ thickness)$$

이와 같은 가정을 이용하여 (2)식의 유효 강성을 구한 후 컴프라이언스 행열(Compliance matrix) 정의에 의해 Table. 2와 같이 체결부의 각 적층별 3차원 유효 물성을 구하였다.

Table.2 Effective modules for each part

Unit : (Kg/㎟)

	E_x	E_y	E_z	υ_{xy}	υ_{xz}	υ_{yz}	G_{xy}	G_{xz}	G_{yz}
쐐기	1172	1950	1950	0.06	0.06	0.79	452	452	4371
적층1	*983*	*11153*	*980*	*-0.01*	*1.30*	*0.44*	*500*	*298*	*1743*
적층2	933	933	17066	0.49	0.49	0.02	285	544	544
적층2	1040	1411	12941	0.34	0.34	0.09	300	495	1555

(*적층1:Helical1, 적층2:Hoop, 적층3: Helical&Hoop)

Table. 2에서 적층 1은 연소관 전체를 와인딩하는 헬리컬 적층이고, 적층 2인 연소관 외면에 적용되는 헬리컬과 후프 적층을 의미한다.

3. 체결부 성능 확인 수압 시험

체결부의 파열 압력 및 내압 거동을 확인하기 위하여 Fig. 5와 같이 수압 파괴 시험을 수행하였다. 고압 수압 시험기를 이용하여 점차 가압하면서 파열될 때까지 가압하였으며, 체결부 외면 복합재부에 스트레인 게이지를 부착하여 체결부 변형 거동을 간접 측정하였다. 이때 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 미접착했을 경우, 내압에 의한 내부 알루미늄 링의 밀림 현상은 가압 상태에서 변위 게이지로 측정하였고, 시험 종료 후 잔류 변형값도 측정하였다.

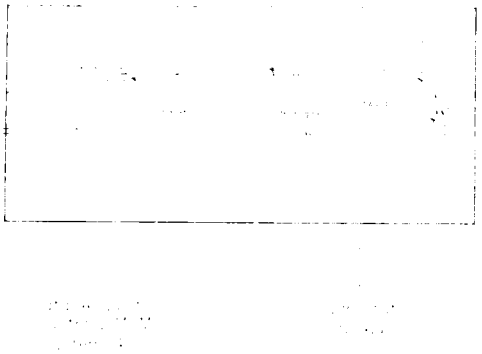

Fig. 5 Configuration of hydrostatic test

Fig. 6 Failure mode (I)

Fig. 6 및 Fig. 7은 전형적인 체결부 파열 모드로서 Fig. 6은 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 완전 접착했을 경우의 파손 모드로서 내압에 의한 모든 하중을 복합재 쐐기와 연소관 몸체간의 접착력으로만 지지하기 때문에 그림과 같은 접착부 이탈 파괴 현상이 나타난다. 반면에 Fig. 7은 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 미접착시킨 경우의 파손 모드로서, 내압에 의해 내부 알루미늄 링이 밀려나오면서 연소관 외면 원주 방향의 변형을 유발하여 최종적으로 연소관이 파괴되는 거동을 보인다.

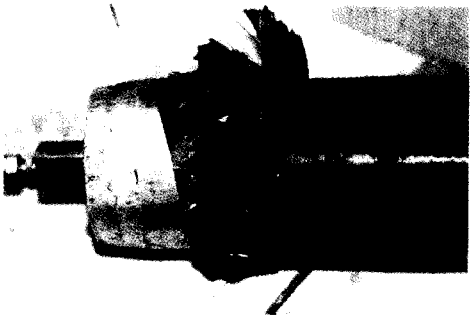

Fig.7 Failure mode (II)

Fig. 8은 Fig. 7의 내압에 따른 원주방향 변형도 분포 그림으로서 내압 초기에는 알루미늄 링과 쐐기간의 마찰력으로 인해 알루미늄 링의 밀림 현상이 없게 되어, 체결부 지점의 연소관 변형은 거의 나타나지 않고 연소관 원통부 중심이 가장 큰 변형을 나타내게 된다. 그러나 약 1,200 psi를 기점으로 알루미늄 링이 밀리면서 체결부 지점의 변형값이 증가하기 시작해서 약 2,200 psi부터는 본격적인 알루미늄 링 밀림 현상으로 그에 비례하여 체결부 지점의 변형이 급격히 증가함을 보이고 있다.

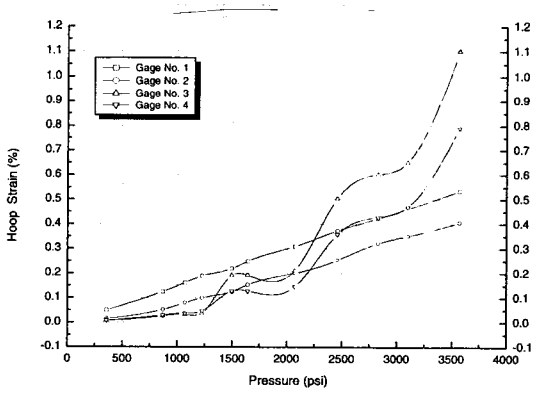

Fig. 8 Distribution of experimental hoop strain for the inner pressure

이러한 알루미늄 링의 밀림은 최종적으로 체결부 지점의 복합재 원주방향의 변형값을 급격히 증가시켜 Fig. 7과 같은 파괴 현상이 발생되었다.

4. 구조 해석 결과

본 체결부의 파열 압력 향상과 내부 알루미늄 링의 밀림 양을 줄이기 위해, 구조 응력 해석을 통한 체결부의 설계 변경을 수행하였다. 본 해석 모델링의 타당성을 입증하기 위해 3장의 실험 결과와 비교 검증하였고, 최종적으로 보안된 설계안을 제시하였다.

4.1 기본형 체결부 (Case 1)

본 체결 형태는 알루미늄 링의 밀림을 방지하기 위하여 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 완전 접착한 형태로서 이들 부품간의 공통 경계를 고정 경계 조건(Tied option)을 적용하여 내압에 의한 변형을 같게 하였다. 이러한 경계 조건은 내압 하중을 접착 층이 대부분 담당하게 하므로 체결부 지점의 연소관 원주 방향 변형은 거의 나타나지 않고 Fig. 9와 같이 접착 층에서의 전단 변형만 나타났다. Fig. 9는 복합재 쐐기와 연소관 경계에 적용된 접착 층(FM73)에서의 전단 변형율 분포를 보이고 있는데, 그림에서 Case 1은 기본형 체결부이고, Case 2는 1차 설계 개선형으로, 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 미 접착한 경우이다.

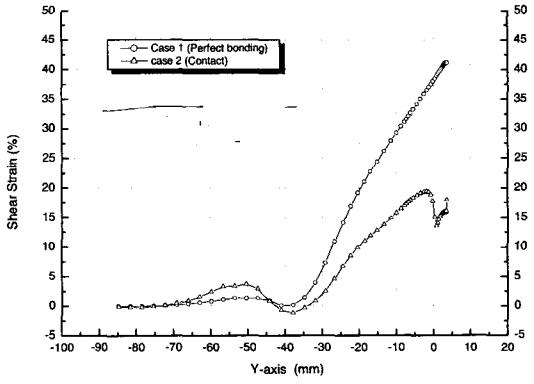

Fig. 9 Comparison of the shear strain of adhesive layer for case1 and case2, p=4,500psi

이때 압력은 설계 압력인 4200 psi(t=1.0)로서, 예상한 바와 같이 접착 층 끝단에서 최대 전단 응력값이 발생되었다. Case 1인 경우 내압에 의한 모든 하중을 접착 층이 담당함으로 인해 최대 41%의 전단 변형이 발생되고 있는데, 이 값은 시편 시험 결과[3]인 파괴 전단 변형도 28%를 넘어선 값으로서 설계 압력에 이르기 전에 Fig. 6과 같은 파괴가 발생될 것으로 예측되었다. 이러한 결과는 수압 시험 결과와 일치하는 것이다. 반면 Case 2인 경우 알루미늄 링의 밀림이 허용되어 내압 하중을 연소관 몸체와 공유함으로 인해 접착 층은 약 17%정도의 전단 변형만 발생되어 설계 압력에서 접착 층의 파괴는 없을 것으로 예측되었다.

4.2 개선형 체결부 I (Case 2)

본 체결법은 쐐기와 연소관간의 접착 층 파괴를 막기 위해 알루미늄 링과 복합재 쐐기를 미 접착한 경우이다. 내압에 의해 Fig. 10과 같이 알루미늄 링이 복합재 쐐기를 넘어서 밀리는 변형을 보이는데, 이러한 거동은 접착 층에 직접적인 전단 변형을 주지 않기 때문에 Fig. 9에서 보듯이 접착 층은 설계 압력에서도 구조적으로 안전한 결과를 보였다.

Fig. 10 Deformed shape for joint part

Fig. 11과 Fig. 12는 내압(4,200 psi)에서의 원주 방향 변형도 분포 그림으로서 내압에 의해 알루미늄 링이 밀리면서 그에 따라 연소관의 반경 반향 변형이 발생되어 최대 2.17%의 원주 방향 변형이 나타난다. Fig. 12에서 보듯이 반경 방향 치수 차이가 가장 크게 나타나는 알루미늄 링과 복합재 쐐기의 경계 지점과 강성이 큰 알루미늄 링 후방 지점이 최대 변형 지점으로 나타났다. 즉 강성이 큰 후방 지점은 알루미늄 링

의 변형보다 복합재 쐐기와 연소관이 변형함으로서 이 곳에서 최대 변형이 발생된다. 그리고 내압에 의해 알루미늄 링이 밀리면서 알루미늄 링 최대 강성 지점도 이동되어 Fig. 12에서와 같이 연소관 최대 변형 지점도 변하게 된다.

즉 내압 초기에는 알루미늄 링 경계지점(Y=0.0)에서 최종적으로 Y-축 기준 -20(mm) 지점이 최대 변형 지점이 되고, 최대 알루미늄 링 강성 지점인 -47.0(mm) 지점도 매우 큰 변형이 발생된다. 이때의 변형 값은 약 2.0(%)로서, 복합재 섬유 방향 파손 변형 값인 1.3%에 비해 매우 큰 결과로서 Fig. 7과 같은 파괴 현상이 발생된다.

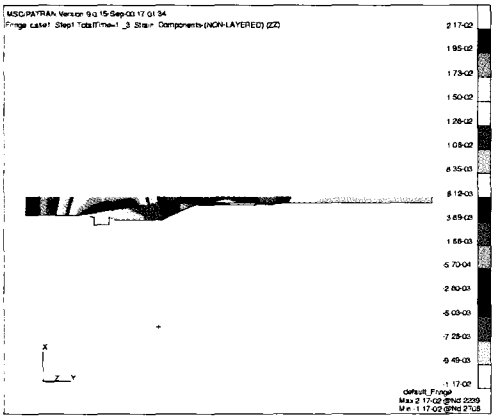

Fig. 11 The distribution of hoop strain, Case 2 (p=4,200psi)

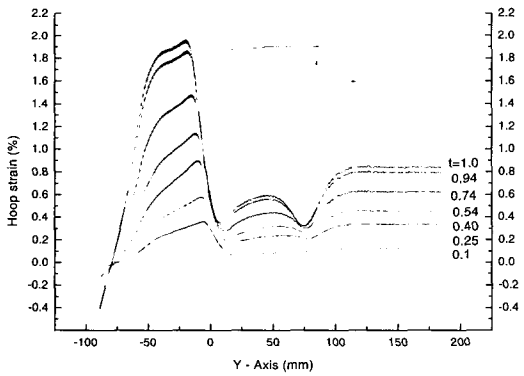

Fig. 12 The distribution of hoop strain for each loading time step

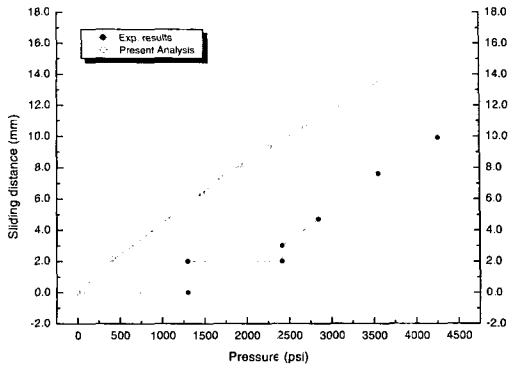

Fig. 13 Comparison of sliding distance for Al ring

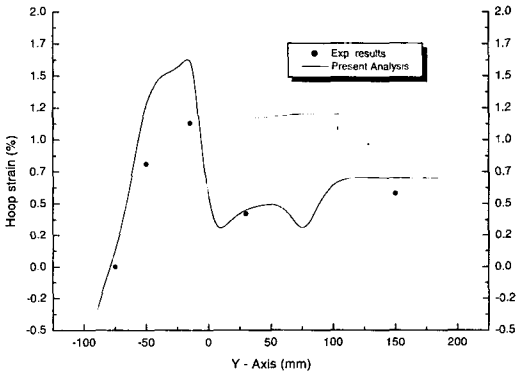

Fig.14 Comparison of hoop strain for the surface of motor case (t=0.85)

Fig. 13과 Fig. 14에서 해석의 타당성을 입증하기 위해 알루미늄 링의 빠짐 양과 연소관의 원주 방향 변형도 값을 시험치와 비교하였다. Fig. 13의 해석 결과는 해석의 수렴성 문제로 알루미늄 링과 복합재 쐐기 및 연소관 간의 마찰 계수를 0.07로 가정한 결과이다.

이러한 이유로 내압 초기부터 알루미늄 링의 밀림이 발생하여 설계 압력(t=1.0)일 때 약 16.0(mm)의 밀림 변위가 나타났다. 반면에 시험치는 알루미늄과 쐐기간의 마찰력이 작용하여 1,200 psi까지는 밀림 현상이 없다가 순간적으로 약 2.0(mm)의 밀림 변위를 보였고, 이어서 2,500 psi부터 본격적인 밀림이 발생하여 이후 급격한

변위를 보여서 최종적으로 약 10.0(mm)의 밀림 변위를 보였다.

이러한 해석과 시험의 차이는 해석의 수렴을 위해 작은 값으로 가정한 마찰 계수의 영향으로 생각되며, 밀림이 시작되는 하중(t=0.54)이후에는 마찰 계수 영향보다는 복합재 연소관의 원주 방향 강성 영향이 더 크게 작용하여 초기 하중에서의 큰 변위 차이는 최종 하중에서 많이 좁혀졌음을 알 수 있다.

Fig. 14는 수압시험시 변형값이 계측된 최대 압력인 3,600 psi (t=0.85)에서의 복합재 연소관 표면 원주방향 변형도 값을 비교한 것으로서, 알루미늄 링의 미끄러짐 영향을 받지 않는 복합재 원통부인 Gage1, 2번 부위는 비교적 좋은 일치를 보이고 있으나, 체결부인 Gage 3-5번 부위는 Fig. 13에서 보듯이 알루미늄 링의 밀림 량이 해석에 비해 부족함으로 인해 많은 차이를 보이고 있다. 최대 값으로 볼 때 시험치는 약 1.1%인데 비해 해석치는 약1.6%로서 과대 평가를 보이고 있다. 그러나 대체로 변형 거동은 시험치와 비교적 유사한 경향를 보이고 있다.

이상의 결과로 보아 알루미늄 링과 복합재 쐐기간의 미 접착은 비록 접착 층의 구조 안전율은 향상되었으나, 알루미늄 링의 밀림으로 인해 체결부 지점의 복합재 연소관의 파괴 위험성이 있고, 또한 알루미늄 링의 빠짐량이 약 10.0(mm)정도로 매우 큼으로 인해 이를 억제할 수 있는 체결부의 재 설계가 요구되었다.

4.3 개선형 체결부 II

체결부 알루미늄 링의 빠짐 현상이 체결부 연소관의 원주 방향 변형에 직접적인 영향을 미침을 4.2절의 해석을 통해 확인함으로서, 본 설계에는 체결부 연소관 지점의 원주 방향 강성을 설계 변수로 한 해석적 접근을 하였다.

원주 방향 강성 기준으로 모두 4가지 경우를 적용하였다. 이때 적층은 체결부 지점의 복합재 연소관 적층인 $[(\pm 18)_3/90_2/(\pm 55)_2/90_8]$을 기준으로 하여 가능한 적층 변경을 수행하였다. 이때 각 방향의 적층 판의 강성은 2장의 3차원 유효 강성법을 이용하여 구하였다.

Table. 3 Lay-up for each case

Case 2 : $[(\pm 18)_3/90_2/(\pm 55)_2/90_8]_T$
Case 3 : $[(\pm 18)_3/90_{14}]_T$
Case 4 : $[(\pm 18)_3/90_2/(\pm 55)_2/90_{10}]_T$
Case 5 : $[(\pm 18)_3/90_2/(\pm 55)_2/90_{12}]_T$

Table. 3에서 Case 2는 기존 적층이고, Case 3는 기존 적층 두께에서 제작 가능한 최대 원주 방향 적층 설계인 경우인데, 실제는 축방향 강성 문제로 적용이 어려운 적층이다. 그리고 Case 3, Case4는 각각 Case 2에 후프 와인딩을 2층, 4층 보강한 경우로서 연소관 체결부 지점에 국부적으로 적용이 가능한 적층이다. 그러나 이 지점에 너무 많은 적층의 보강은 연소관 외면에 돌출 지점을 형성해서 공력 측면에서 문제점을 유발한다. 그러므로 1.0(mm)이내의 보강만이 허용된다. 이때 보강 지점은 Y-축 기준으로 0.0(mm)부터 -80.0(mm)까지로서 이 지점은 알루미늄 링의 밀림 거동이 발생하는 지점에 해당된다.

Fig. 15는 각 경우의 원주 방향 탄성 계수를 비교한 것으로서 Case 3가 가장 큰 값을 나타냈는데, 이 값은 기준 적층인 Case 2에 비해 약 20% 향상된 결과다. 그러나 연소관 거동에 실제적으로 영향을 미치는 단위 폭당 원주 방향 강성(A22-행열)인 경우 전체 적층 두께가 영향을 미침으로 인해 Case 5가 가장 큰 값을 나타냈다.

Case 3인 경우는 Case 4와 유사한 값을 보였다. Case 5인 경우 원주 방향 강성이 약 57,000kg/mm로서 기준 적층인 Case 2 값인 43,200 kg/mm에 비해 약32% 정도 큰 값을 갖는다. 그러나 Case3과 Case 4는 약 15%정도의 원주 방향 강성 향상을 나타냈다. 그러므로 가능한 한 내부 알루미늄 링의 밀림을 억제하기 위해 Case 5를 적용한 해석을 수행하였다.

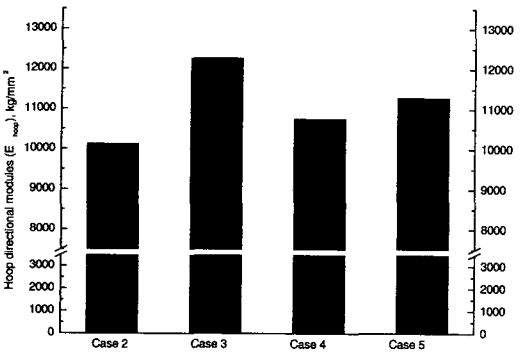

Fig. 15 Comparison of hoop directional modules for each case

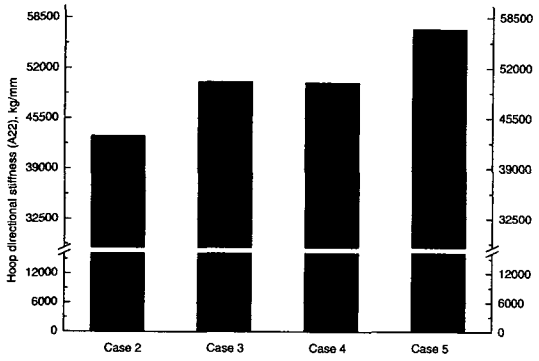

Fig. 16 Comparison of hoop directional stiffness for each case

Fig. 17과 Fig. 18에서 보듯이 원주 방향의 강성이 증가함으로 인해 알루미늄 링의 빠짐이 억제되어, 최대 변형 지점은 연소관 원통부 중심이 되고, 체결부 지점은 0.3%이내의 미약한 원주 방향 변형만 존재하였다. 이때의 최대 변형 지점은 알루미늄 링 밀림 현상이 작은 관계로 Case 2와는 다르게 알루미늄 링의 최대 강성 지점인 후방에서 나타났다.

Fig. 19는 Case 2와 알루미늄 링의 빠짐 량을 비교한 것으로서 Case 5인 경우 최대2.0(mm)의 알루미늄 링의 밀림 현상만 발생하였다.

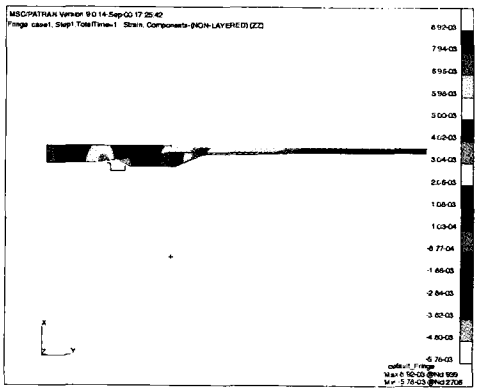

Fig. 17 The distribution of hoop strain, Case 5 (p=4,200psi)

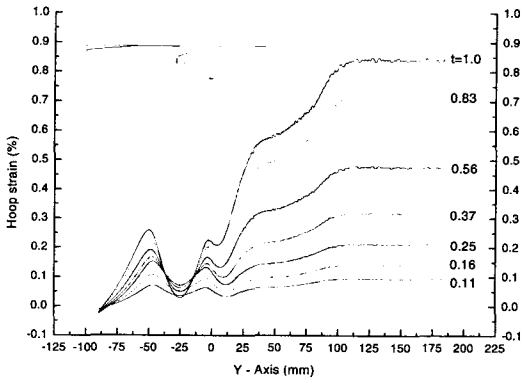

Fig. 18 The distribution of hoop strain for each load step, Case 5

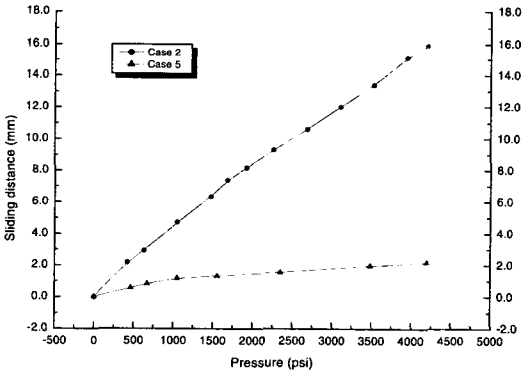

Fig. 19 Comparison of the sliding distance of Al ring for Case 2 and Case 5

이러한 해석 결과로부터 내압에 의한 알루미늄 링의 밀림 현상은 상대적으로 원주 방향 강성이 작은 복합재 연소관이 변형을 허용함으로서 발생되었고, 그에 따라 알루미늄 링이 밀리면서 발생되는 원주 방향 변형도 값이 최종적으로 연소관의 파괴를 유도하였음을 알 수 있었다. 그러므로 체결부 지점의 원주 방향 강성을 후프 와인딩으로 국부 보강함으로서 체결부 지점의 구조 안전성을 향상시킬 수 있었다.

4. 결 론

필라멘트 와인딩 공법으로 제작된 복합재 연소관과 내부 알루미늄 링간의 접착과 접촉으로 구성되어 있는 체결부의 구조 안전성 평가를 위해 수행된 구조 응력 해석과 시험을 통해 얻은 결과 및 결론은 다음과 같다.

(1) 체결부의 강도 증가를 위해 적용한 알루미늄 링과 복합재 쐐기간의 완벽 접착은 내압에 의한 알루미늄 링의 빠짐은 억제되지만, 대부분의 하중을 복합재 쐐기와 연소관간의 접착 층이 담당하게 되어 이 지점의 조기 파괴가 발생된다.

(2) 알루미늄 링과 복합재 쐐기의 미 접착은 접착 층의 전단 응력을 감소시켜 접착 층에서의 파괴는 발생되지 않았으나, 내압에 의해 알루미늄 링의 밀림 현상이 발생되어 최종적으로 체결부 지점의 복합재 구조물의 파괴가 발생된다.

(3) 체결부의 내압에 의한 내부 알루미늄 링의 빠짐과 복합재 연소관의 변형은 3차원 유효 강성을 이용한 축대칭 요소와 표면 접촉 요소를 적용하여 비교적 실험치와 유사한 경향의 결과를 얻었으나, 해석의 수렴성 문제로 정확히 부여치 못한 마찰 계수문제로 인해 절대치 면에서는 많은 차이를 보였다. 그러므로 내압에 의한 정확한 체결부 거동 예측을 위해서는 접촉 표면 요소에 마찰을 고려한 해석이 요구된다.

(4) 알루미늄 링과 복합재 쐐기의 미접착 설계에서 알루미늄 링의 빠짐 량은 체결부 지점의 복합재 원주 방향 강성에 관계하며, 체결부 외면에 국부적으로 후프 와인딩 (0.8(mm)) 한 경우 복합재 구조물의 벌어짐을 억제하여 내압에 의한 내부 알루미늄 링의 빠짐을 현저히 감소시키고, 복합재의 원주 방향 변형도 값도 감소 시켰다.

참 고 문 헌

1. C.T.Sun and Sijan Li, "Three Dimensional Effective Elastic Constants for Thick Laminates", Journal of Composite Materials, Vol.22, July, 1988, pp.629-639
2. R.B.Enie and R.R.Rizzo, "Three-Dimensional Laminate Moduli", Journal of Composite Materials, Vol.4, Jan., 1970, pp.150-154
3. P.Grant and J.A.Lewington, "Some Important Considerations in the Design of Composite Bonded Joints in Aerospace Structures", Canadian Aeronautics and Space Journal, Vol.33, No.2, June, 1987, pp.91-98.
4. ABAQUS/STANDARD, Users Manual, Version 5. Vol. I-II