

〈논 문〉

고온 고압용 튜브형 알루미나 라이너에 관한 연구

오제훈* · 이대길* · 이수정** · 이종수***

(1995년 12월 15일 접수)

A Study on the Tubular Alumina Liner Subjected to High Pressure and High Temperature

Je-Hoon Oh, Dai-Gil Lee, Su-Jeong Lee and Jong-Soo Lee

Key Words: Tubular Alumina Liner(튜브형 알루미나 라이너), Liner-sleeve Structure(라이너-슬리브구조), Shrinkage Fit(가열끼워맞춤), Friction Element(마찰요소), Finite Element Analysis(유한요소해석)

Abstract

The finite element analysis for the tubular alumina liner which was shrink-fitted into a heat treated high speed steel(HSS) sleeve and subjected to high inner pressure and high temperature was performed. The parameters for the analysis were the interference between the alumina and the HSS, the temperature, the inner pressure, the coefficient of friction between the alumina and the HSS, and the taper at the sleeve ends. From the analysis, it was found that the tensile hoop stresses were decreased when the end parts of the HSS sleeve were tapered and the tensile stresses were decreased as the coefficient of friction between the alumina and the HSS was decreased. Also it was found that the alumina might be used as the structural liner for high pressure and high temperature when it was shrink-fitted into a heat treated HSS sleeve.

1. 서 론

세라믹은 일반적으로 경하고 취성을 가지는 반면 높은 내마모성과 화학적 안정성 및 고온 특성을 가진다. 최근에는 우수한 기계적 물성을 가지는 구조용 세라믹들이 출현하였고, 많은 분야에 응용되어 사용되고 있다.⁽¹⁾ 구조용 세라믹들의 높은 강도특성과 마모에 대한 저항성때문에 마모가 심하게 발생하는 지역에 세라믹을 사용하는 추세가 점점 늘어나고 있다. 엔진부품 및 절삭공구, 그리고 압출 금형 등의 많은 분야에 세라믹의 적용이 늘어나고

있다. 특히 극한 온도와 화학적 반응이 심한 환경, 그리고 우주공간이나 쉽게 접근할 수 없는 지역에서 높은 마모 저항성을 가지는 세라믹이 많이 사용되고 있다.⁽²⁾ 구조용 세라믹의 일종인 알루미나는 실험용기, 내마모성 부품, 분사기 노즐 및 방탄재 등의 부품을 만드는데 사용되어 왔다. 현재 매년 수백톤의 알루미나 분말과 알루미나를 주성분으로 한 부품들이 생산되고 있다.⁽³⁾

세라믹 재료는 압축강도는 매우 크게 나타나는 반면 인장강도는 상대적으로 매우 작다. 따라서 세라믹을 다른 재료와 결합시켜 세라믹에 압축응력이 작용하도록 하여 인장응력에 약한 세라믹의 단점을 극복하는 방법이 많이 사용되고 있고, 이 외에도 설계와 생산 또는 경제적인 이유때문에 세라믹과 금속을 결합시켜야만 하는 경우가 있다.⁽⁴⁾ 브레이

*회원, 한국과학기술원 기계공학과

**삼성전자(주)

***회원, 국방과학연구소

정법으로 세라믹과 금속을 결합할 수 있으며, 이 경우에 대하여 잔류열응력 측정과 유한요소해석이 많이 수행되었다.⁽⁵⁻⁷⁾ 그리고 튜브형상을 열팽창계수가 높은 알루미늄이나 PSZ(Partially Stabilized Zirconia)으로 제조할 경우에 금속 슬리브에 세라믹 라이너를 가열끼워맞춤(shrinkage fit)하여 세라믹 라이너에 압축 잔류응력을 발생시켜서 인장응력에 의한 파괴를 방지할 수 있는 방법이 있다. 이러한 방법의 예는 PSZ를 금속압출다이에 사용하는 것이다. 이 경우 PSZ는 금속홀더에 가열끼워맞춤된 후 압출기구에 장착된다.⁽⁸⁾ 열박음을 수행할 때 슬리브 재료를 충분히 높은 온도로 가열하여 라이너에 가열끼워맞춤하여야 한다. 세라믹과 금속은 서로 다른 기계적 성질 및 물리적 성질을 가지고 있고 특히 열팽창계수가 서로 다르므로^(9,10) 세라믹과 금속의 열팽창계수의 차이로 인해 접합면에 과다응력이 발생할 수 있다.⁽¹¹⁾ 슬리브 재료가 수축하면서 라이너와 슬리브 사이에 마찰력이 발생하고, 이 마찰력은 라이너의 축방향의 응력과 후프응력에 영향을 미친다. 그리고 가열끼워맞춤된 라이너-슬리브구조가 고온상태이고, 라이너 내부에 압

력이 발생하는 경우 라이너에 인장응력이 작용할 가능성이 더 커진다.

본 논문에서는 튜브형 알루미늄의 고온 고압용 라이너로서의 적용 가능성을 알아보기 위하여 튜브형 알루미늄 라이너와 열처리된 고속도강(HSS)슬리브가 가열끼워맞춤되었을 경우에, 라이너 내부에 압력이 작용하고, 라이너-슬리브구조의 온도가 각각 20°C와 650°C인 경우 라이너 및 슬리브에 작용하는 응력을 마찰을 고려한 유한요소해석을 통하여 해석하였다. 그리고 세라믹 라이너의 파괴원인이 되는 인장응력성분을 최소화하기 위한 설계방법을 제시하고, 해석을 바탕으로 라이너-슬리브구조를 제작하였다.

2. 라이너-슬리브구조의 모델링

2.1 해석조건 및 변수들

가열끼워맞춤된 라이너-슬리브의 구조는 Fig. 1에 나타나 있고, Fig. 2는 본 해석에서 사용된 구조의 형상을 나타낸다. 고온 및 고압이 작용하고 라이너가 사용되는 고온 압출공정 등에서는 작용은

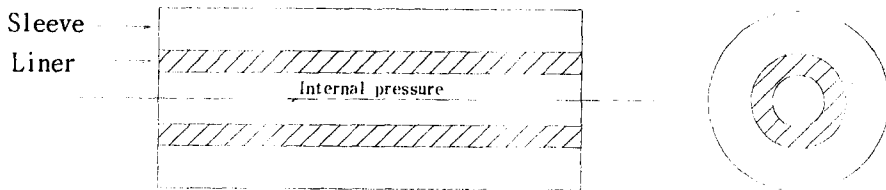
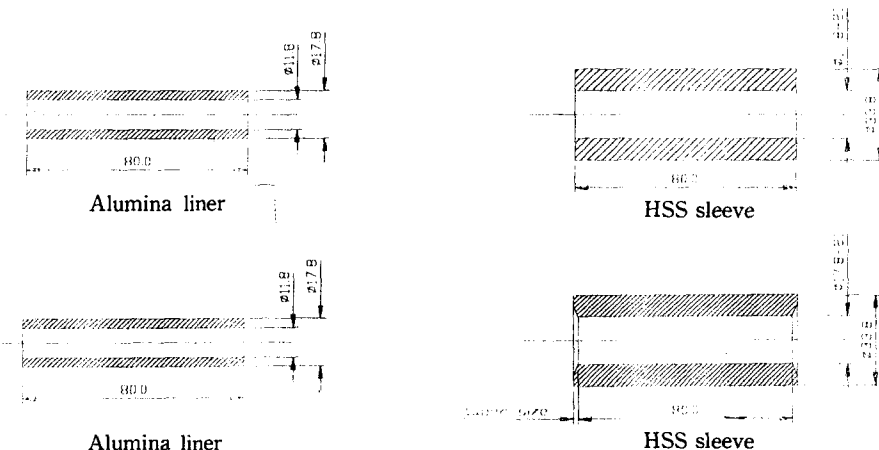


Fig. 1 Model of the assembled liner-sleeve structure



I: Interference

Fig. 2 Shrinkage fit geometry prior to the assembly

도범위가 450~750°C이고, 라이너에 작용하는 내부 압력이 대략 200 MPa 이므로 해석시 세라믹 라이너의 내부 압력으로 200 MPa 을 사용하였고, 작용 온도는 20°C와 650°C을 사용하였다.⁽¹²⁾ 라이너-슬리브구조의 온도가 증가하면 고속도강의 열팽창계수가 알루미늄의 열팽창계수보다 크기 때문에 알루미늄의 외경부분에 작용하는 압축응력성분은 작아지고 인장응력성분은 커지게 된다.⁽¹³⁾

가열끼워맞춤에서 원하는 응력상태를 얻기 위해서는 먼저 간섭(interference)을 결정하여야 한다. 따라서 본 해석에서는 먼저 간섭을 변화시켜 가면서 세라믹 라이너에 작용하는 응력을 살펴 보았다. 초기 간섭으로 0.036 mm를 사용하였다. 그리고 세라믹 라이너와 금속 슬리브 사이의 정확한 마찰계수를 알 수 없으므로 간섭과 마찬가지로 마찰계수도 변화시켜 가면서 세라믹 라이너에 작용하는 응력의 변화를 살펴보았다. 초기 마찰계수로는 0.5를 사용하였다. 그리고 세라믹 라이너에 작용하는 인장 후프응력을 최소화하기 위하여 금속 슬리브 양끝단에 테이퍼를 주어서 응력해석을 수행하였다.

2.2 유한요소 모델링

본 해석에서 고려한 재료는 서로 다른 열팽창계수를 가지고 있기 때문에 열박음을 한 후 수축할 때 서로 미끄러짐이 발생할 수 있으므로 두 재료의 경계면에서 스틱-슬립(stick-slip)현상이 발생한다는 것을 예상할 수 있다. 이와 같은 접촉현상의 해석은 많은 연구자들에 의해 수행되었다. Okamoto와 Nakazawa는 접촉면에서의 기하학적 경계조건과 정적 경계조건을 강성에 독립적인 조건이라 생각하여 알고리즘을 단순화시켰다.⁽¹⁴⁾ Torstenfelt는 automatic incrementation technique을 사용하여 elastostatic 접촉문제를 해석하였다.⁽¹⁵⁾ Bathe와 Chaudhary는 대변형하에서의 평면 및 축대칭 접촉문제를 위한 해석방법을 제시하였다.⁽¹⁶⁾ Chen과 Yeh는 3차원 기하학적 조건과 제한변분원리(incremental restricted variational principle)로부터 변환행렬을 유도하여 3차원 접촉문제를 해석하였다.⁽¹⁷⁾

본 논문에서는 이 현상을 해석하기 위하여 물리적인 두께를 가지지 않는 마찰요소를 정의하여 라이너와 슬리브가 이 요소를 통하여 접촉한다고 가정하고 이 요소의 전단탄성계수 조절인자를 접촉조건에 따라 증가 또는 감소시켜서 모든 마찰요소에

서 주어진 접촉조건이 만족될 때까지 반복연산을 하도록 하였다. 본 해석에서 사용한 알고리즘(algorithm)은 마찰요소의 전단탄성계수 조절인자를 변화시켜서 주어진 접촉조건을 만족하도록 하는 것에 바탕을 두고 있다.

사용되는 재료들이 등방성 재료이므로 축대칭 구조를 해석할 수 있는 유한요소해석 프로그램에서 접촉하는 마찰면에 발생하는 응력 전달을 계산하기 위하여 마찰요소를 추가하였다. 마찰면에 수직하는 수직응력 성분은 100% 전달하고 마찰면에 평행한 전단응력에 대해서는 정의되어 있는 마찰계수를 수직응력에 곱하여 얻어지는 최대 마찰력 이하의 전단응력만을 지지할 수 있도록 강성행렬을 구성하여 얻어지는 해의 결과에 대하여 마찰요소 내에서의 응력 구성비가 주어진 마찰계수를 만족하는 해인지 확인하고 그렇지 못한 경우에 대해서는 반복적인 연산을 통하여 해를 구하도록 하였다. 마찰요소에 적용된 강성행렬은 다음과 같다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_r \\ \sigma_\theta \\ \sigma_z \\ \sigma_{rz} \end{Bmatrix} = \begin{bmatrix} 1/E & -\nu/E\beta & -\nu/E\beta & 0 \\ -\nu/E\beta & 1/E\beta & -\nu/E\beta & 0 \\ -\nu/E\beta & -\nu/E\beta & 1/E\beta & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1/G\alpha \end{bmatrix}^{-1} \begin{Bmatrix} \epsilon_r \\ \epsilon_\theta \\ \epsilon_z \\ \gamma_{rz} \end{Bmatrix}$$

$$\{\sigma\} = [E]\{\epsilon\}$$

여기서, α : 전단탄성계수 조절인자

β : 비활성응력 조절인자

비활성응력 조절인자(β)는 마찰요소가 원주방향의 응력성분과 축방향의 응력성분을 전달할 수 없기 때문에 사용되는 것으로 상대적으로 1보다 매우 작은 값을 설정해 줌으로써 이러한 현상을 설명해 줄 수 있게 된다. 그리고 전단탄성계수 조절인자(α)는 이전 단계에서 얻어진 해를 이용해서 마찰요소 내부의 응력구성비를 계산하여 마찰요소 내부에 작용하는 마찰계수(μ_F)를 계산하고 이를 정의되어 있는 마찰계수(μ)와 비교하여 이 값보다 작은 경우에는 증가시켜 주고 반대로 큰 경우에는 감소시켜 줌으로써 다음 계산에서 보다 마찰계수(μ)에 근사한 응력구성비를 가지도록 조절할 수 있도록 해준다. 결과적으로 마찰요소 내부에 작용하는 마찰계수(μ_F)가 정의된 값과 비교하여 허용범위 안으로 수렴하게 될 때까지 반복해서 계산함으로써 해를 얻을 수 있게 된다.

위의 마찰요소를 사용하여 완성된 유한요소 모델은 Fig. 3과 같다.

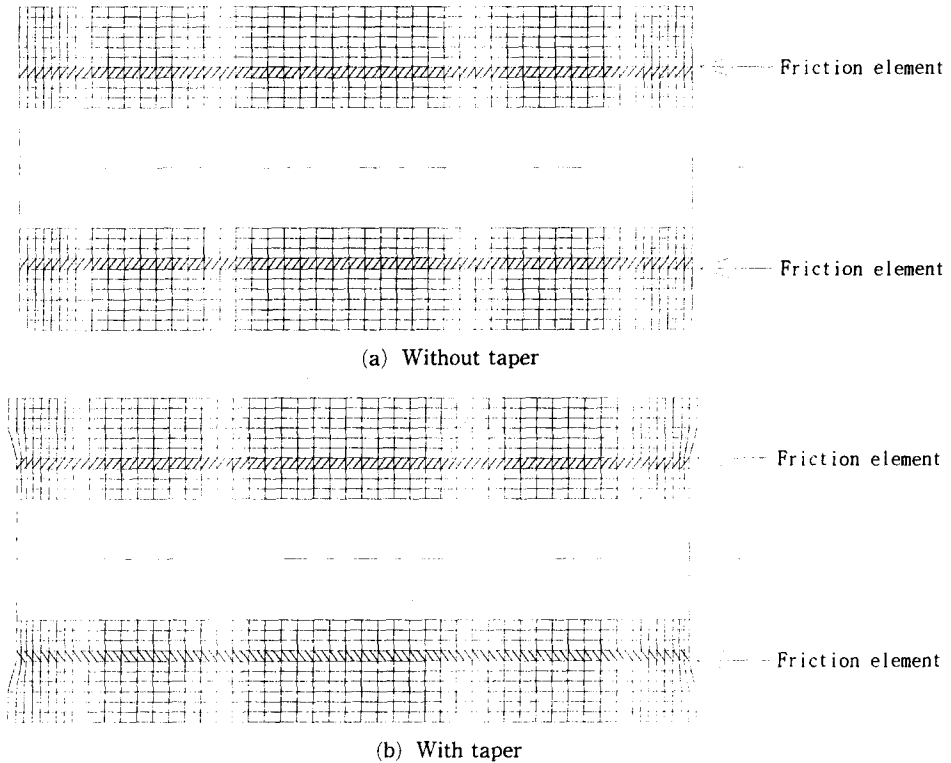


Fig. 3 Finite element meshes for the alumina liner steel sleeve. (The size of the friction element was exaggerated for the visual purpose)

마찰요소는 반경방향과 전단방향으로는 슬리브 재료의 강성과 같은 강성을 가지고 있고 원주방향과 축방향으로는 매우 낮은 강성을 가지고 있다고 가정한 후 접촉조건에 따라 전단강성을 변화시키면서 계산을 수행하였고 접촉된 요소는 먼저 스틱(stick)되었다고 가정하고 계산된 마찰계수가 지정해준 정적 마찰계수보다 큰 요소에서는 슬립(slip) 현상이 발생하였다고 간주하였다.

슬립(slip) 현상이 발생한 요소에서는 요소의 전단강성을 변화시키면서 계산을 수행하여 지정해준 정적 마찰계수에 수렴하도록 하였고 계산된 마찰계수가 지정해준 정적 마찰계수보다 커지게 되면 슬립(slip) 현상이 발생하였다고 간주하였다. 여기서 슬립(slip) 현상은 계산과정에서 수렴에 이를 때까지의 수치적인 슬립(slip)이다. Fig. 4에 흐름도를 나타내었다.

여기서, 사용한 마찰요소의 특징을 요약하면 다음과 같다.

(1) 물리적인 두께가 없다.

(2) 수직응력과 전단응력을 제외한 다른 응력 성분은 전달하지 않는다.

(3) 접촉면에서 수직응력과 전단응력을 전달하며 전단응력은 다음과 같다.

$$\text{전단응력} \leq \text{마찰계수} \times \text{수직응력}$$

그리고 라이너와 슬리브 사이의 초기 간섭은 라이너와 슬리브가 동일한 온도(상온, T_0)에 있는 상태에서의 라이너의 외부 반경이 슬리브의 내부 반경보다 큰 정도를 말한다. 슬리브의 온도가 증가함에 따라 슬리브의 내부 반경이 증가하여 라이너의 외부 반경과 슬리브의 내부 반경이 동일하게 되는 온도(T_h)를 계산하고, 마찰에 관한 해석을 위해 라이너와 슬리브의 접촉면에 앞에서 정의한 마찰요소를 분포시킨다. 이 상태에서는 라이너와 슬리브의 두 접촉면이 서로 닿기만 하고 내부 응력은 존재하지 않는다. T_h 로 가열되었던 슬리브가 냉각하여 T_0 에 도달하게 되면, 온도차 $\Delta T = T_h - T_0$ 로 인한 열변형이 슬리브에 발생하게 되므로 슬리브가 수축하게 된다. 따라서 세라믹 라이너에는 라이너

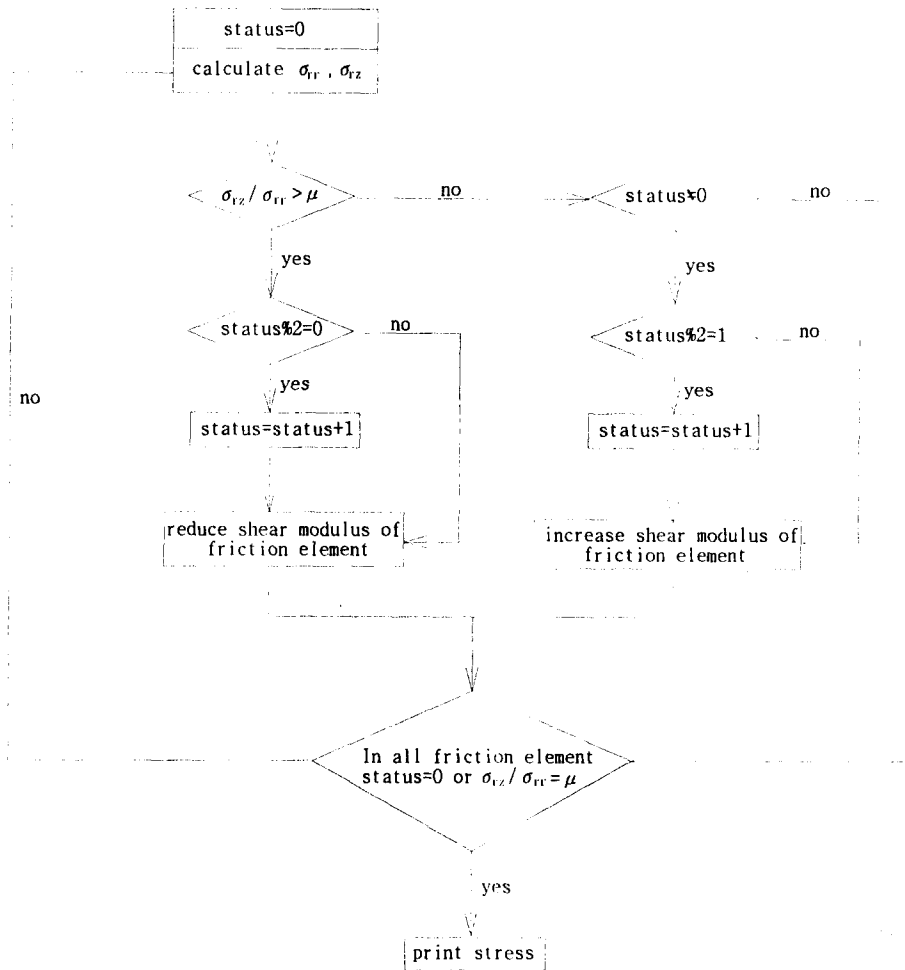


Fig. 4 Flow chart for the calculation of the friction element.(status=0 : stick, status≠0 : slip)

-슬리브의 접촉면을 통하여 법선력과 접선력이 작용하고 마찬가지로 슬리브에도 접촉면을 통하여 법선력과 접선력이 작용하게 된다. 응력해석의 대상인 전체 domain Ω 를 두개의 subdomain Ω_1, Ω_2 로 나누어 세라믹 라이너를 Ω_1 으로, 슬리브를 Ω_2 로 나타낸다고 할 때 각각의 subdomain과 그 접촉면에서의 관계식은 equilibrium condition에 principle of virtual displacements를 적용하면 다음과 같은 식이 얻어진다.

$$\int_{\Omega} \bar{\epsilon}^T [D] \epsilon d\Omega = \int_{\Omega} \bar{u}^T \rho b d\Omega + \int_{\Gamma} \bar{u}^T t d\Gamma \in \Omega_1$$

$$\int_{\Omega} \bar{\epsilon}^T [D] (\epsilon - \epsilon_0) d\Omega = \int_{\Omega} \bar{u}^T \rho b d\Omega + \int_{\Gamma} \bar{u}^T t d\Gamma \in \Omega_2$$

여기서, ϵ 은 strain vector, u 는 가상변위(virtual

displacement), ρ 는 재료의 밀도, b 는 단위체적당 체적력, t 는 경계조건으로 주어지는 traction force, 그리고 ϵ_0 는 온도차에 의한 슬리브의 initial strain vector이다. 슬리브와 라이너의 접촉면($\Omega_1 \cap \Omega_2$)에서의 스틱-슬립(stick-slip)현상은 수직력과 마찰력의 관계를 마찰계수에 의하여 조절해 주는 기능을 수행하는 마찰요소와 반복연산법을 사용함으로써 해결하였다(Fig. 4의 flow-chart 참조). 이때 온도차에 의한 슬리브의 initial strain vector ϵ_0 는 재료의 열팽창계수와 온도차로부터 얻어진다. 위와 같이 경계조건으로 주어지는 라이너와 슬리브의 온도를 통하여 조립시 발생하는 라이너, 슬리브와 마찰 경계면에서 발생하는 응력분포를 계산할 수 있다. 라이너와 슬리브가 고온에 노출되었을 경

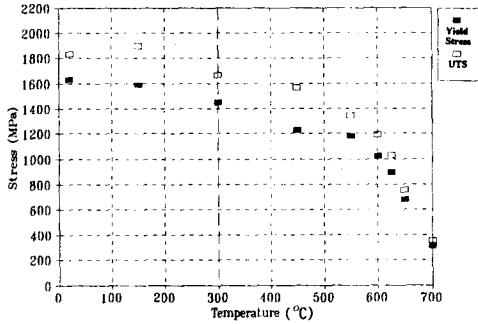
우와 라이너 내부에 고압이 작용하는 경우에 대하여도 위와 같은 방법으로 응력해석을 수행할 수 있다.

2.3 라이너와 슬리브의 재료

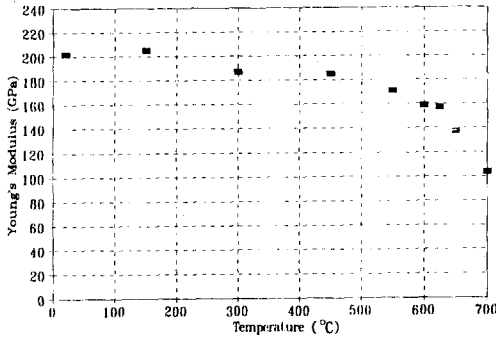
라이너 재료로서는 높은 강도와 내마모성을 가지는 알루미늄을 사용하였고, 슬리브의 재료로서는

열처리가 된 고속도강을 사용하였다. 슬리브의 재료로서 고속도강을 사용한 이유는 열처리된 고속도강이 상온뿐만 아니라 고온에서도 높은 항복강도를 가지기 때문이다. 각 재료의 물성치는 Table 1과 같다.

Table 1에서 고속도강의 강도는 인장 실험을 통하여 구하였다. 인장 시편은 ASTM A370 규격을 사용하였다. Table 1에서 라이너의 재료로서 사용되는 알루미늄의 탄성계수가 슬리브의 재료로 사용되는 고속도강의 탄성계수보다 더 크다는 것을 알 수 있고, 고속도강의 열팽창계수는 세라믹과 약간의 차이가 있음을 알 수 있었다. 그리고 알루미늄의 인장 응력은 작은 반면에 알루미늄의 압축 응력 및 고속도강의 고온 항복강도는 상당히 높게 나옴을 알 수 있었다. 고온 인장실험 결과는 Fig. 5와 같고 온도가 높아질 수록 강도와 강성이 감소하는 것을 알 수 있었고, α -phase에서 γ -phase로의 상전이(phase transformation) 온도(723°C)에 근접할 수록 강도 및 강성이 급격히 감소하였다. 가열끼워 맞춤을 할 때 온도를 너무 많이 높이면 고속도강의 강도저하로 인하여 고속도강에 소성변형이 발생할 가능성이 높아진다. 실험결과 650°C에서 고속도강의 항복강도는 대략 680 MPa이었다.



(a) Stress w.r.t temperature



(b) Modulus w.r.t temperature

Fig. 5 Mechanical properties of HSS at high temperature

2.4 마찰계수의 범위

두 고체 사이의 마찰계수는 재료의 성분, 재료의 표면조도, 주위환경, 두 고체 사이의 수직 응력, 상대 운동의 속도, 온도, 습도 등의 함수이다. 따라서 문헌상의 데이터는 다양한 테스트 조건하에서 실험된 결과에 의존하고 있다. 만약 실험조건이 문헌의 데이터조건과 정확하게 일치하지 않는다면 문

Table 1 Mechanical properties of alumina and HSS

Material	Alumina	Hss (Heat treated)
Mechanical properties		
Young's modulus	370 GPa	207GPa
Poisson's ratio	0.22	0.3
CTE	$7.6 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$	$11.7 \times 10^{-6}/^{\circ}\text{C}$
Tensile strength (at 20°C)	100 MPa	1500 MPa
(at 650°C)	100 MPa	700 MPa
Compressive strength (at 20°C)	-3000 MPa	-
(at 650°C)	-3000 MPa	-

현의 데이터는 단지 근사값으로만 사용할 수 있다.⁽¹⁸⁾ 따라서 본 연구에서는 세라믹 라이너와 금속 슬리브 사이의 기본적인 마찰계수를 0.5로 가정하였다. 그리고 마찰계수를 0.3~0.7까지 변화시키면서 응력의 변화를 살펴보았다.

3. 결 과

3.1 유한요소해석의 타당성 확인

유한요소해석의 타당성을 확인하기 위하여 먼저 초기 간섭인 0.036 mm의 간섭을 가지는 라이너-슬리브구조의 가열끼워맞춤시에 라이너-슬리브의 구조에 작용하는 응력의 이론값과 유한요소 해석값을 비교하였다. 이 경우 라이너 내부 압력은 존재하지 않으며 이론값과 비교하기 위하여 모델링시 라이너와 슬리브사이에 마찰계수값이 0이라고 가정하였다. 그리고 라이너-슬리브구조의 가열끼워맞춤시 세라믹 라이너의 외경에 작용하는 반경방향응력 σ_{rr} , 전단응력 σ_{rz} 과 금속슬리브 내경에 작용하는 반경방향응력 σ_{rr} , 전단응력 σ_{rz} 를 비교하여 보았다.

라이너-슬리브의 구조의 층간마찰을 무시할 경우 복합된 실린더 (composite cylinder) 라고 가정하여 구조에 작용하는 응력값을 이론적으로 계산할 수 있다. 양단이 열린 실린더의 내부와 외부에 임의의 압력이 작용하는 경우 두꺼운 원통의 반경방향으로의 변위는 다음과 같이 계산할 수 있다.⁽¹⁹⁾

$$u = \frac{r}{E(b^2 - a^2)} \left[(1 - \nu)(p_1 a^2 - p_2 b^2) + \frac{(1 + \nu)a^2 b^2}{r^2} (p_1 - p_2) \right]$$

안쪽 실린더의 바깥면의 반경방향 변위값과 바깥쪽 실린더의 안쪽면의 반경방향 변위값의 합이 두 실린더의 반경방향 간섭이라고 두면, 열박음시 수축으로 인한 수축압력 (shrink pressure)를 계산할 수 있다. 이 수축압력은 안쪽 실린더에서는 외부압력으로 바깥쪽 실린더에서는 내부 압력으로 작용하게 된다. 그리고 라이너의 외경에 작용하는 응력의

이론값은 다음과 같은 식으로 표시된다.⁽¹⁹⁾

$$\sigma_{rr} = \frac{p_1 a^2 - p_2 b^2}{b^2 - a^2} - \frac{a^2 b^2}{r^2 (b^2 - a^2)} (p_1 - p_2)$$

$$\sigma_{\theta\theta} = \frac{p_1 a^2 - p_2 b^2}{b^2 - a^2} + \frac{a^2 b^2}{r^2 (b^2 - a^2)} (p_1 - p_2)$$

여기서, p_1 : 실린더 내부의 압력
 p_2 : 실린더 외부의 압력
 a : 실린더 내부의 반지름
 b : 실린더 외부의 반지름
 r : 임의의 반지름 ($a \leq r \leq b$)

실린더 내부의 압력이 없을 때 위식에 의하여 계산된 이론값과, 라이너와 슬리브와의 마찰이 없다고 가정하고, 라이너 중심부의 외경에서 유한요소 해석에 의하여 계산한 값을 비교하여 보면 Table 2와 같다.

Table 2에서 알 수 있듯이 이론값과 해석값이 1% 이내의 오차를 가지므로 유한요소해석은 어느 정도 타당성을 가진다고 볼 수 있다.

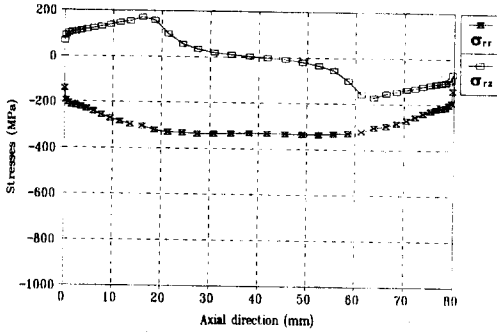
두 번째로 내압이 작용하지 않고 라이너-슬리브구조의 온도가 20°C 인 경우 세라믹 라이너의 외경에 작용하는 반경방향응력 σ_{rr} , 전단응력 σ_{rz} 와 금속 슬리브 내경에 작용하는 반경방향응력 σ_{rr} , 전단응력 σ_{rz} 를 비교하여 보았다. 해석시 사용한 마찰계수는 0.5이었고, Fig. 6에 각각의 계산된 응력을 나타내었다. 반경방향응력 σ_{rr} 은 라이너의 끝단으로 갈수록 줄어드는 분포이고, 전단응력 σ_{rz} 는 라이너의 중심부에서는 거의 0의 값을 가지는 분포를 나타냈다. 이를 통해 라이너의 양끝단에는 slip 현상이 발생하고 라이너의 중심부에는 stick이 발생함을 알 수 있었다. Fig. 6에서 알 수 있듯이 세라믹 라이너에 작용하는 σ_{rr} , σ_{rz} 와 금속 슬리브에 작용하는 σ_{rr} , σ_{rz} 값은 유사한 경향을 가지며 별 차이가 없었다. 이 결과로부터 유한요소해석은 타당성을 가진다고 볼 수 있다.

3.2 응력분포의 계산

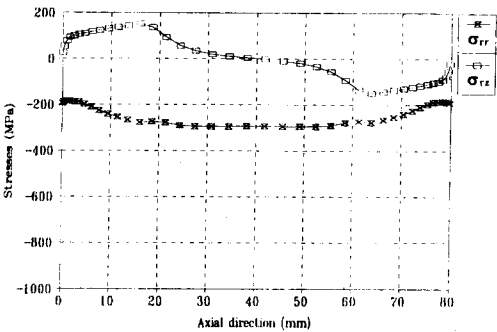
가열끼워맞춤한 후 라이너-슬리브의 온도가 상온

Table 2 Stresses at the outer surface of the alumina liner calculated by closed form solution and FEM

	Closed form solution	FEM	Error
σ_{rr} (Radial stress)	-248.8 MPa	-250.2 MPa	0.56 %
$\sigma_{\theta\theta}$ (Hoop stress)	-640.5 MPa	-641.2 MPa	0.11 %



(a) Stress distribution on the outer surface of the alumina liner



(b) Stress distribution on the inner surface of the HSS sleeve

Fig. 6 Stress distributions on the interface between the liner and the sleeve (Internal pressure : 0, temperature : 20°C, interference : 0.036 mm, coefficient of friction : 0.5)

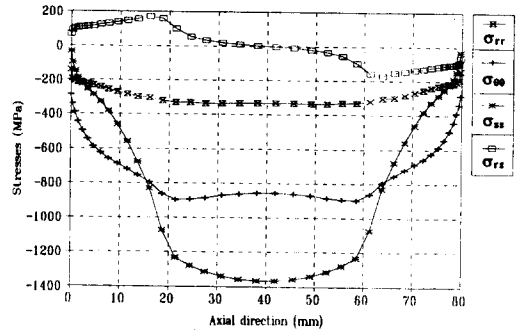


Fig. 7 Stress distributions on the outer surface of the alumina liner (Internal pressure : 0, Temperature : 20°C, Interference : 0.036 mm)

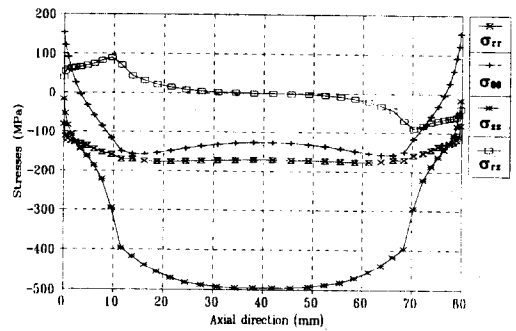


Fig. 8 Stress distributions on the outer surface of the alumina liner (Internal pressure : 200 MPa, Temperature : 650°C, Interference : 0.036 mm)

이고 라이너내부에 압력이 작용하지 않는 경우는 라이너에 인장응력이 발생하지 않는다. 이 경우 라이너 외경에 작용하는 응력분포는 Fig. 7과 같다. Fig. 7에서 x축은 라이너의 축방향 좌표이고, y축은 세라믹 라이너 외경부분에 작용하는 응력 성분을 나타낸다. 그러나 고속도강의 열팽창계수가 알루미나의 열팽창계수보다 크기 때문에 라이너-슬리브 구조의 온도가 증가할 수록 알루미나 라이너의 외경부분에 작용하는 압축응력 성분은 작아지게 되고 라이너 내부의 압력은 라이너에 인장응력을 작용시킬 것이라 예상할 수 있다. 따라서 고온 압출 공정과 같이 높은 온도에서 내압이 작용하는 경우에는 라이너 외경부분에 인장 응력이 작용하여 세라믹 라이너가 파괴될 것이라 예상할 수 있다.

먼저 라이너 내부에 200 MPa의 압력이 작용하고 라이너-슬리브구조의 온도가 650°C 이며 세라믹

라이너와 금속 슬리브 사이의 초기 간섭이 0.036 mm 이었을 때 세라믹 라이너의 외경에 작용하는 응력 분포와 금속 슬리브의 내경에 작용하는 상당 응력(equivalent stress)을 계산하였다. 금속 슬리브부분에서 상당응력만을 계산한 이유는 금속의 상당응력이 금속의 파손 기준이 될 수 있기 때문이다. Fig. 8에서 세라믹 라이너의 양끝단에 작용하는 인장 후프응력과 전단응력이 구조에 가장 큰 영향을 미친다는 것을 알 수 있었다. 비록 전단응력의 값이 양끝단에 작용하는 후프응력의 값보다 더 큰 값을 갖지만 세라믹은 인장응력으로 파괴가 발생하기 때문에 라이너 외경에 작용하는 응력 성분들의 주응력을 구하여 Fig. 9에 나타내었다. Fig. 9에서 라이너의 양끝단에 작용하는 인장 후프응력(σ_r)으로 인하여 라이너의 파괴가 발생할 가능성이 가장 크다는 것을 알 수 있었다.

여기서, 세라믹 라이너 양끝단에 작용하는 인장

후프응력의 값을 감소시키기 위하여 세라믹 라이너와 금속 슬리브 사이의 간섭을 변화시켰고, Fig. 10에 결과를 나타내었다. Fig. 10에서 x축은 간섭이고 y축은 세라믹 라이너 양끝단에 작용하는 후프응력이다. 간섭이 커짐에 따라 라이너 양끝단에 작용하는 후프응력의 값은 감소하지만 금속 슬리브에 작용하는 상당응력은 증가함을 알 수 있었다. 간섭이 0.045 mm일 때의 금속 슬리브의 상당응력은 온도가 20°C 인 경우는 1046 MPa, 온도가 650°C인 경우는 592 MPa이었다. 간섭이 더 커지면 고속도강의 항복응력보다 더 큰 상당응력이 작용하기 때문에 간섭을 0.045 mm로 결정하였다. 간섭이 0.045 mm이고, 온도가 650°C이며, 내압이 작용하는 경우 세라믹 라이너의 양끝단에 작용하는 인장 후프응력의 값은 83 MPa이었다. 이때 라이너 외경에 작용하는 주응력의 분포는 Fig. 11과 같다.

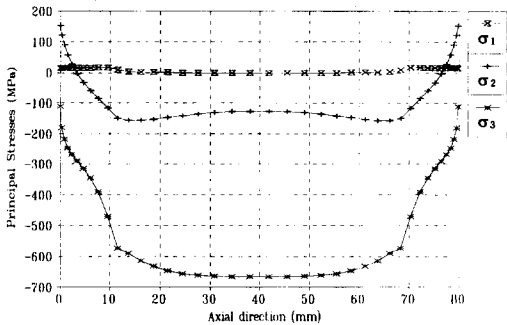


Fig. 9 Principal stress distributions on the outer surface of the alumina liner. (Internal pressure : 200 MPa, Temperature : 650°C, Interference : 0.036 mm)

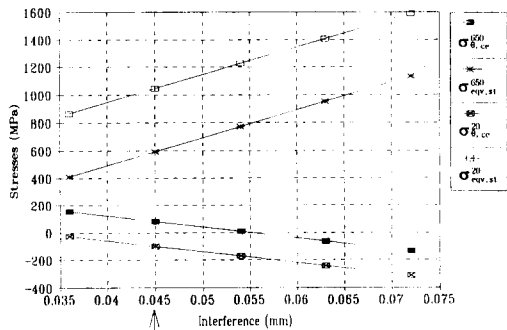


Fig. 10 Hoop stresses of the alumina liner and equivalent stresses of the HSS sleeve w.r.t. the interference between the liner and the sleeve. (Internal pressure : 200 MPa, Temperatures : 20°C, 650°C)

비록 라이너 양끝단에 작용하는 인장후프응력의 값이 항복응력보다 작지만 좀더 높은 안전도를 주어야 하므로 간섭이 0.045 mm인 경우 세라믹 라이너의 양끝단에 작용하는 인장후프응력의 값을 감소시키기 위하여 슬리브의 양끝단에 테이퍼를 주었다. 슬리브에 테이퍼를 준 형상은 Fig. 12와 같다.

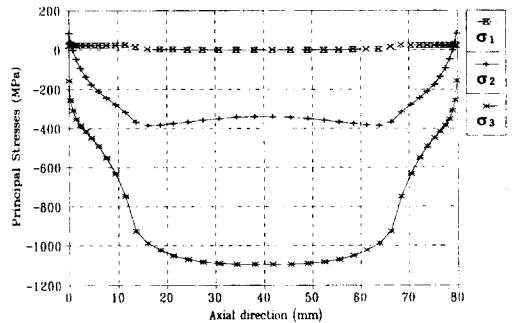


Fig. 11 Principal stress distributions on the outer surface of the alumina liner. (Internal pressure : 200 MPa, temperatures : 650°C, interference : 0.045 mm)

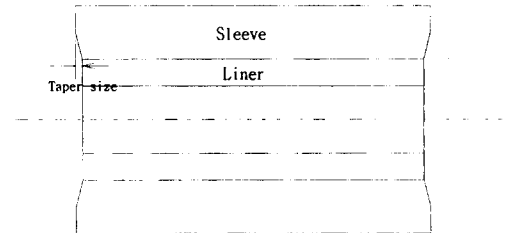


Fig. 12 Schematic diagram of tapered liner-sleeve structure

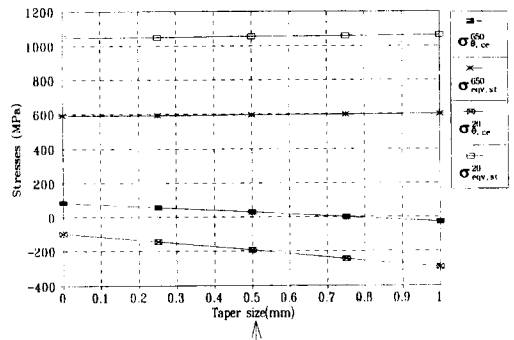


Fig. 13 Hoop stresses of the alumina liner and equivalent stresses of the HSS sleeve w.r.t. the taper size of the sleeve. (Internal pressure : 200 MPa, Temperatures : 20°C, 650°C, Interference : 0.045 mm)

테이퍼 크기를 변화시키면서 세라믹 라이너의 양끝단에 작용하는 인장후프응력의 값을 살펴본 결과 테이퍼 크기가 증가함에 따라 인장 후프응력의 값이 감소하는 것을 알 수 있었다. 결과는 Fig. 13과 같다. 테이퍼 크기가 너무 커지면 라이너-슬리브 구조의 원래의 형상에서 너무 많은 변화가 일어나기 때문에 이 결과에서 세라믹의 인장후프응력 및 라이너-슬리브구조의 크기를 고려하여 테이퍼 크기를 0.5 mm로 결정하였다. 간섭이 0.045 mm, 테이퍼 크기가 0.5 mm인 경우의 세라믹 라이너 양끝단에 작용하는 인장후프응력의 값은 28 MPa이었다. 그리고 이 경우 세라믹 라이너 외경에 작용하는 응력분포를 나타내면 Fig. 14와 같다. 라이너-슬리브 구조에 내압이 작용할 경우 구조의 온도와 테이퍼의 유무에 따른 알루미늄 라이너의 최대 인장 후프응력과 고속도강 슬리브의 최대 상당응력은 각각 Table 3, Table 4와 같다.

세라믹 라이너와 금속 슬리브간의 마찰계수의 변

화에 따른 각 응력의 최대값의 변화도 살펴보았다. 마찰계수가 커짐에 따라 σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$, σ_{rz} 값은 증가하였고 σ_{zz} 값은 약간 감소하는 경향을 나타내었다. 특히 σ_{rr} , $\sigma_{\theta\theta}$ 값은 마찰계수가 커짐에 따라 급격히 증가하였다. Fig. 15에 결과를 나타내었다. 세라믹 라이너와 금속 슬리브간의 마찰계수값이 작아질수록 세라믹 라이너에 작용하는 인장응력의 값이 작아지므로 마찰계수값을 감소시키면 세라믹 라이너가 파괴될 가능성이 작아짐을 알 수 있었다.

3.3 라이너-슬리브구조의 제작

Fig. 16은 라이너-슬리브구조의 제작을 위한 라이너와 슬리브의 치수를 나타내고 있다. 해석결과, 알루미늄의 튜브의 반경이 고속도강 튜브의 반경보다 0.045 mm만큼 크기때문에 고속도강 튜브를 가열하여서 알루미늄 튜브를 삽입하여야 한다. 알루미늄 튜브와 고속도강 튜브의 간섭이 0이 되는 온도는 450°C 이나 삽입하기 위하여는 어느 정도의 추

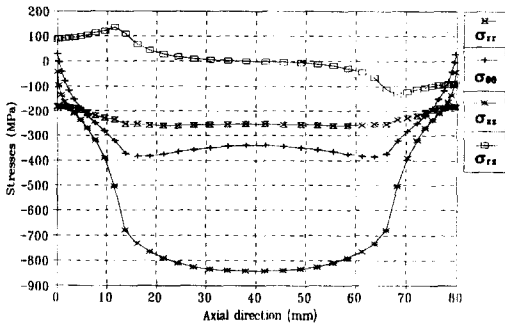


Fig. 14 Stress distribution on the outer surface of the alumina liner with 0.5 mm taper at the HSS sleeve. (Internal pressure : 200 MPa, Temperature : 650°C, Interference : 0.045 mm)

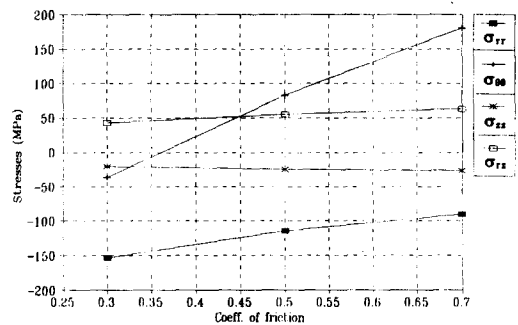


Fig. 15 Maximum stresses of the alumina liner w.r.t. the coefficient of friction between the alumina liner and sleeve. (Internal pressure : 200 MPa, Temperature : 650°C, Interference : 0.045 mm)

Table 3 Maximum hoop stresses on the outer surface of the alumina liner (Internal pressure : 200 MPa)

	Without taper	With taper
$\sigma_{\theta\theta}$ at 20°C	-99 MPa	-194 MPa
$\sigma_{\theta\theta}$ at 650°C	83 MPa	28 MPa

Table 4 Equivalent stresses of the HSS sleeve. (Internal pressure : 200 MPa)

	Without taper	With taper
σ_{eqv} at 20°C	1046 MPa	1053 MPa
σ_{oqv} at 650°C	592 MPa	595 MPa

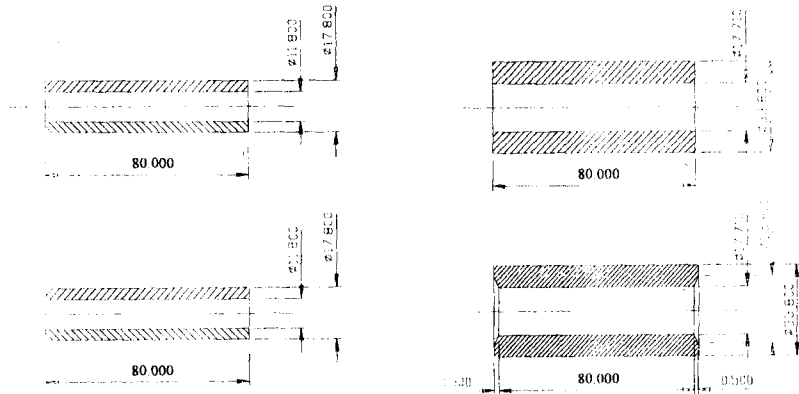


Fig. 16 Dimensions for the prototype liner-sleeve structure

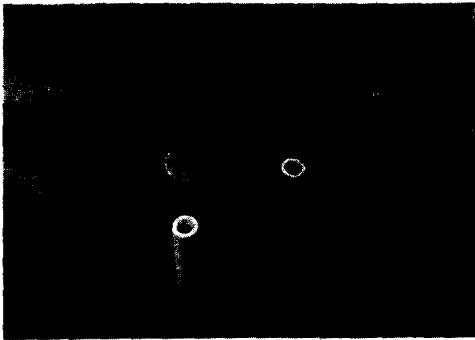


Fig. 17 Photograph of the alumina liner-HSS sleeve structure

가적인 여유간격이 필요하다. 온도가 너무 많이 높아지면 고속도강의 강도가 현저히 저하하므로 가열 끼워맞춤의 최대 온도가 정해져야 한다. 열처리된 고속도강의 고온 인장실험을 통하여 얻어진 결과에서 온도가 650°C인 경우 열처리된 고속도강의 항복 강도는 680 MPa이고, 라이너 내부에 압력이 작용하고 구조의 온도가 650°C인 경우 유한요소해석을 통해 얻어진 고속도강 슬리브 내경부의 최대 상당 응력은 590 MPa이었다. 따라서 탄성의 범위 내에서 가열끼워맞춤하기 위하여 가열끼워맞춤시 최대 온도를 650°C로 결정하였다. 650°C에서 가열끼워맞춤을 하는 경우에는 추가적인 여유간격이 0.020 mm이었다. 가열끼워맞춤된 라이너-슬리브구조는 Fig. 17과 같다.

4. 고찰

해석을 수행한 결과 경계면에서의 전단응력의 분

포에서부터 경계면의 중심부에서는 stick현상이 발생하고, 경계면의 바깥 부분에서는 slip현상이 발생함을 알 수 있었다. 그리고 바깥쪽으로 갈수록 응력의 절대값이 점점 줄어듦을 알 수 있었다. 반경방향의 응력은 길이에 따라 비교적 일정하지만 θ 방향과 r 방향의 응력은 축방향 길이에 따른 변화가 심하다는 것을 알 수 있었다. 라이너의 재료인 알루미늄의 내부에 압력이 가해지고 라이너-슬리브 구조의 온도가 높아지면 세라믹 라이너의 양끝단에서 인장후프응력이 발생하였다. 따라서 알루미늄의 내부에 압력이 가해지고 구조의 온도가 증가하면 알루미늄의 양끝단에서 파손이 발생할 것이라는 예측을 할 수 있다.

세라믹 라이너의 양끝단에서 인장후프응력의 값을 감소시키기 위하여 슬리브의 양끝단에 0.5 mm의 테이퍼를 주었다. 약간의 테이퍼만 가하여도 인장응력값이 많이 감소하는 것을 알 수 있었다.

본 해석을 통해 고속도강 슬리브에 약간의 테이퍼만 가하면 튜브형 알루미늄을 열간 압출기구의 billet container에서의 라이너와 같은 고온 고압용 라이너로서 적용하는 것이 가능하다는 것을 알 수 있었다.

5. 결론

알루미늄의 고온 고압용 라이너로서의 사용 가능성을 알아보기 위하여 가열끼워맞춤된 튜브형 라이너-슬리브구조의 온도와 고온이고 라이너 내부에 압력이 작용하는 경우 라이너와 슬리브 경계면의 마찰을 고려한 유한요소해석을 통하여 구조

에 작용하는 응력분포를 계산해 보았다. 구조의 온도가 고온이고, 내압이 작용하는 경우에 세라믹 라이너에 인장응력이 발생함을 알 수 있었고 이 인장응력은 슬리브 양끝단에 테이퍼를 가해 주면 감소한다는 것을 알 수 있었다. 그리고 라이너와 슬리브 사이의 마찰계수가 줄어 들수록 라이너-슬리브 구조에 작용하는 인장응력의 값은 감소한다는 것을 알 수 있었다.

이 해석을 통하여 높은 내마모성과 화학적 안정성 및 고온·안정성을 가지는 알루미늄을 재료로한 라이너를 양끝단에 약간의 테이퍼가 가해진 고속도강 슬리브에 가열끼워맞춤한 구조를 고온 고압용 라이너-슬리브구조로서 사용 가능성이 크다는 것을 알 수 있었다. 그리고 해석을 통하여 얻어진 치수를 바탕으로 라이너와 슬리브를 가공하고 가열끼워맞춤하여 라이너-슬리브구조를 제작하였다.

참고문헌

- (1) Degarmo E. Paul, Black J. Temple and Ronald A. Kohser, 1988, *Material and Processes in Manufacturing*, Macmillan, New York, pp. 187~192.
- (2) Kazuhisa Miyoshi, 1990, "Fundamental Consideration in Adhesion, Friction and Wear for Ceramic-metal Contact," *Wear*, Vol. 141, pp. 35~44.
- (3) 김종희, 박지연, 김도경, 1991, 최신 세라믹 공학, 반도출판사, pp. 139~140.
- (4) 이수정, 정명영, 이대길, 구형희, 1996, "세라믹-금속 브레이징 접합조인트의 고온 접합강도에 관한 연구," 대한기계학회논문집, 제20권, 제2호, pp. 520~528.
- (5) 박영철, 오세욱, 허선철, 조용배, 1994, " Si_3N_4 /SUS304 접합재의 잔류응력 및 강도평가," 대한기계학회논문집, 제18권, 제1호, pp. 101~112.
- (6) 허장욱, 小林英男, 1995, "세라믹/금속 접합 잔류응력 3차원과 2차원 유한요소해석의 비교," 대한기계학회 춘계학술대회논문집(1), pp. 656~661.
- (7) 김원배, 1995, "금속/세라믹 브레이징 접합부의 잔류응력해석과 잔류응력감소에 관한 연구," 박사학위논문, 정밀공학과, 한국과학기술원.
- (8) John B. Wachtman, Jr., 1989, *Structural Ceramics-Treatise on Materials Science and Technology*, Academic Press Inc., Vol. 29, pp. 75~76.
- (9) Popper, P., 1979, "The Joining of Industrial Ceramics to Metals," *Conf. Proc. Energy and Ceramics*, 4th International Meeting of Modern Ceramics Technology St. Vincent, Italy, Elsevier.
- (10) Klomp, J. T., 1972, "Bonding of Metals to Ceramics and Glasses," *Amer. Ceram. Soc. Bull.*, Vol. 51, pp. 683~688.
- (11) Mel M. Schwartz, 1990, *Ceramic Joining*, ASM International, pp. 83~87.
- (12) Lange and Kurt, 1985, *Handbook of metal forming*, McGraw-Hill, pp. 16.1~16.61.
- (13) Selverian, J. H. et al., 1994, "Performance Testing and Strength Prediction of Ceramic Metal Joints," *ASME J. of Eng. for Gas Turbine and Power*, Vol. 116, pp. 622~628.
- (14) Okamoto, N. and Nakazawa, M., 1979, "Finite Element Incremental Contact Analysis with Various Frictional Conditions," *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 14, pp. 337~357.
- (15) Torstenfelt, B. R., 1984, "An Automatic incrementation Technique for Contact Problems with Friction," *Computers & Structures*, Vol. 19, No. 3, pp. 393~400.
- (16) Bathe, K. and Chaudhary, A., 1985, "A Solution Method for Planar and Axisymmetric Contact Problems," *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 21, pp. 65~88.
- (17) Chen, W. H. and Yeh, J. T. 1990, "Three-Dimensional Finite Element Analysis of Static and Dynamic Contact Problems with Friction," *Computers & Structures*, Vol. 35, No. 5, pp. 541~552.
- (18) ASM International Handbook Committee, 1990, *Metals Handbook*, Vol. 17, ASM International.
- (19) Arther P. Boresi, Richard J. Schmidt and Omar M. Sidebottom, 1993, *Advanced Mechanics of Materials*, John Wiley & Sons, Inc., pp. 440~464.