

압축 및 내압을 받는 고무 오링의 기밀 성능 평가

An evaluation on sealing performance of elastomeric O-ring compressed and highly pressurized

박성한¹, 김재훈², 김원훈¹

Sung Han Park¹, Jae Hoon Kim² and Won Hoon Kim¹

¹ 국방과학연구소 (Agency for Defense Development)

² 충남대학교 기계설계공학과 (Department of Mechanical Design Engineering, ChungNam Univ.)

✉ Corresponding author: kimjhoon@cnu.ac.kr, Tel: 042-821-6645

Manuscript received: 2008.7.4 / Revised: 2008.11.6 / Accepted: 2008.11.6

Elastomeric O-rings have been the most common seals due to their excellent sealing capacity, and availability in costs and sizes. One of the critical applications of O-ring seals is solid rocket motor joint seal where the operating hot gas must be sealed during the combustion. This has long been a design issue to avoid the system failure. For laterally constrained, squeezed and pressurized condition, deformed shape of O-ring was measured by computed tomography method and CCD laser sensor, compared with numerical calculations. As clearance gap changes, sealing performance had been evaluated on peak contact stresses at top, bottom and side contact surfaces. As clearance gap increases, peak contact stresses and contact widths in top and side contact surfaces increase, and the asymmetry of stress distributions is promoted due to pressure increase. It is suggested that peak stress of bottom contact surface can be approximated by simple superposition of peak ones due to squeeze and pressure. Under pressurized condition, sealing performance is dependent on not peak stresses of bottom and side contact surfaces but that of top.

Key Words: O-Ring (오링), Clearance gap (조립틈새), Hyperelastic Finite Element Analysis (초탄성 유한요소 해석), Sealing Performance (기밀 성능), Peak Contact Stress (최대 접촉 응력), Laterally Constrained, Squeezed and Pressurized Condition (단 측벽 구속하 압축 및 압력 조건)

기호설명

E_z : Extrusion depth

E_L : Expanded length

g : Clearance gap

d : plain diameter

μ_i, α_j : Ogden material constants

P_a : Applied pressure

P_{cb}, P_{cs}, P_{cb} : Contact pressure in top, side and bottom surfaces

w_t, w_s, w_b : Contact width in top, side and bottom surfaces

1. 서론

기밀 부품 중에서 고무 오링은 고압 하에서 기밀 성능이 요구되는 각종 추진기관의 체결 조립부에 가장 널리 적용되고 있는 부품이다.

압축률(squeeze) 계산의 설계 오류로 인한 포세이돈(Poseidon) 추진기관의 폭발 사고와 오링의 저

은 복원 특성 저하로 인한 우주 왕복선 켈린저호의 폭발 후, 미 항공우주국(NASA)을 비롯한 연구기관들은 그 중요성을 인식하고 막대한 연구비를 투입하여 오링의 기밀 성능에 대한 연구를 수행해왔다.^{1,2}

일반적으로 오링의 기밀 성능은 최고 접촉 응력(peak contact stress)과 작용 압력(applied pressure)의 비에 의하여 평가되며,³ Leachy 등의 실험 결과에 의하면 작용 압력이 최고 접촉 응력보다 크면 오링에서 압력 누설이 발생한다고 보고하였다.⁴ 이 접촉 응력은 오링의 압축 및 압력에 의해 발생되며^{3,5,6} 최고 접촉 응력의 크기는 압축률, 조립 틈새(clearance gap), 압력 등에 의존하는 것으로 알려져 있다.⁷ Hooke 등과 Gibson 등은 단 측벽 구속하 압축 및 압력 조건(one sided laterally constrained, squeezed and pressured, 이하 LCSP) 에서 최고 접촉 응력은 초기 압축에 의한 접촉 응력과 작용 압력에 의한 접촉 응력의 중첩 원리가 성립한다고 제안하였다.^{8,9} 그러나 조립 틈새가 크고, 고압이 작용하는 문제에서 조립 틈새로 압출되는 오링의 변형 형상은 압축에 의한 변형 형상과 상당히 다르게 나타날 수 있다. 따라서 Hooke 과 Gibson 등의 가정이 성립되지 않기 때문에 접촉 응력 분포는 단순 중첩의 원리를 만족할 수 없다. 최근 소수의 연구자들은 LCSP 문제에 대한 실험, 근사해 및 수치해석 등에 관한 결과를 제시하였으나,^{6,10,11-14} 접촉 응력장의 형태에 대해 서로 상이한 응력분포를 주장하고 있으며, 특히 조립 틈새 및 압력의 변화에 따른 기밀 성능 평가 기준을 제시하지 못하고 있는 실정이다.

고무의 경우 대 변위, 대 변형 및 비선형 거동을 보일 뿐만 아니라 포아송(Poisson) 비가 0.5 에 근접하여 해석 시에 수렴이 잘 되지 않기 때문에 오링의 국부적 변형 거동을 규명하기 위한 유한요소 해석 분야 연구의 발전 속도는 느린 실정이다. 또한 실험에 의한 타당한 검증 없이는 해석 결과의 신뢰성에 의문이 제기되고 있는 실정이다. 특히 오링이 단 측벽 구속 하에서 압축 및 고압을 받는 조건에서 요소는 심하게 변형되며 이에 따른 해의 수렴성 문제가 발생되므로 격자 재구성(remeshing) 기법의 도입이 필요하다. 따라서 LCSP 문제의 경우 해석 결과의 정확성 문제는 격자 재구성에 필요한 맵핑(mapping) 때문에 더욱 심각해지고 실험 등의 추가 검증 없이는 그 결과를 신뢰하기 어려운 것이 현실이다.¹⁵

본 연구에서는 단 측벽 구속하에서 압축 변형과 압력을 동시에 받는 오링 문제에 대하여 초탄성 유한 요소 해석(hyperelastic finite element analysis)을 수행하였다. 레이저 변위 측정기(CCD laser displacement sensor)와 전산화 단층 촬영(computed tomography, CT)으로 접촉 폭 및 압출 깊이를 정확하게 측정하여 유한요소해석 결과와 비교 분석하였다. 또한 검증된 해석 방법을 토대로 조립 틈새와 작용압력이 오링의 접촉 응력 분포에 미치는 영향을 상세하게 분석하여 기밀 성능(sealing performance) 평가 기준으로 제시하였다.

2. 실험 및 유한요소 해석

2.1 크로로프렌 고무의 기계적 성질

초탄성 유한 요소 해석에 필요한 변형 에너지 함수의 상수를 결정하기 위하여 경도(IRHD) 70 수준인 크로로프렌(chloroprene) 고무를 대상으로 인장(uniaxial), 등 이축(equi-biaxial) 및 순수 전단(planar tension) 시험을 상온에서 5mm/min. 변형속도로 실시하였다. 인장 시험용 시편은 두께 2mm이며 표점 거리가 5mm 인 KS M 6518 Type 3 을 사용하였다. 순수 전단 시험 시편 형상은 W 150×L 30×t 1mm 를 사용하였다. 특히 이 시편은 순수 전단 변형 모드가 구현되어야 하므로 폭(W)이 길이(L)의 5 배가 되도록 설계하였다. 등 이축 인장시험 시편은 KS 나 ASTM 등에서 제시하고 있지 않기 때문에 Day 등¹⁶ 이 사용한 시편규격을 참고하여 W 122×H 122×t 2mm 로 설계하였다.

2.2 변형 형상 측정

선경(plain diameter) 7.0mm, 평균 직경 128.5mm 인 크로로프렌 고무 오링을 대상으로 레이저 변위 측정기와 전산화 단층 촬영 기법을 적용하여 변형 형상과 압출 깊이를 측정하였다. 오링을 장착하기 위한 시험 장치는 보어와 피스톤으로 구성되며 그 사이의 그루브 홈에 오링이 장착되도록 설계되었다. 따라서 시험 장치는 높은 압력에 대해 조립 틈새의 변형이 최소가 되도록 충분한 강성이 요구되며 동시에 단층촬영이 가능하도록 벽 두께가 결정되었다. 조립 틈새는 레이저 변위 측정기의 설치가 용이하도록 1.0mm 로 설계하였다. 변형 형상 및 압출 깊이는 압축을 22.5% 상태에서 0, 1.4, 4.9, 9.8, 15.7Mpa 의 가압 상태에서 각각 측정되었다.

2.3 고무의 유한요소 해석

초탄성 재료는 변위 또는 변형률의 스칼라 함수인 변형에너지 함수가 존재하는 재료이며 초탄성 재료의 응력은 식 (1)과 같이 변형률에 대한 변형률 에너지 함수의 미분으로 표시된다.

$$S_{ij} = \frac{\partial W}{\partial E_{ij}} \quad (1)$$

여기서, S_{ij} 는 2 차 Piola-Kirchoff 응력 텐서의 성분, W 는 변형률 에너지 함수, E_{ij} 는 Lagrangian 변형률 텐서의 성분이다.

가상일의 원리는 내부 가상일(IVW, internal virtual work)이 외부 가상일(EVW, external virtual work)과 동일하다는 개념으로 식 (2)로 표현된다.

$$IVW = EVW, \quad \int_v \delta W dv = \int_v P_n^T \delta \mu ds + P^T \delta u \quad (2)$$

식 (2)와 가상일의 증분 원리를 이용하면 변분 원리를 나타내는 식 (3)이 얻어진다.

$$\int_v \delta W dv + \int_v \delta \dot{W} dv = \int_s ((P_n^T + \dot{P}_n^T) \delta u ds + (P^T + \dot{P}^T) \delta u) \quad (3)$$

식 (3)의 좌변 항들은 내부 증분 가상일의 총합이며 우변 항들은 외부 증분 가상일들의 총합을 나타낸다.

변형에너지 밀도를 변형량 불변량의 항으로 표현하고 체인 룰(chain rule)을 사용하여 정리하면 식 (4)가 구해진다.

$$\delta u^T Q + \delta u^T K \dot{u} = \delta u^T \bar{P} \quad (4)$$

여기서 \bar{P} 는 하중 벡터의 총합, Q 는 식 (5)의 내부 하중 벡터의 총합이며 K 는 식 (6)의 강성 행렬이다.

$$Q = \int_v 2B^T \frac{\partial W}{\partial C} F dv \quad (5)$$

$$K = \int_v B^T \left[2 \frac{\partial W}{\partial C} + 4F \frac{\partial^2 W}{\partial C \partial C} F^T \right] B dv \quad (6)$$

식 (4)에서 δu^T 를 소거하면 증분 평형 상태는 식 (7) 또는 식 (8)로 표현되며 유한 요소 강성 방정식이 유도된다.

$$Q + K \dot{u} = \bar{P} \quad (7)$$

$$K \dot{u} = \bar{P} - Q \quad (8)$$

식 (8)을 풀기 위하여 Newton-Raphson 반복 기법이 적용된다.

비선형, 대변형 거동은 변형에너지 함수로 표현되며, 이 함수는 주 연신률(principal stretch)로 식 (9)와 같이 표현된다.

$$W = W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) \quad (9)$$

식 (10)은 비압축성(incompressible) 가정하에서 초탄성 재료의 현상학적 거동을 표현하기 위하여 제안된 Ogden¹⁷ 변형에너지 함수이다.

$$W = W(\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3) = \sum_{n=1}^N \frac{\mu_n}{\alpha_n} (\lambda_1^{\alpha_n} + \lambda_2^{\alpha_n} + \lambda_3^{\alpha_n} - 3) \quad (10)$$

여기서, α_n, μ_n 는 재료상수이다. 진 응력은 변형 에너지 함수의 미분으로부터 구해진다.

$$\sigma_i = \lambda_i \frac{\partial W}{\partial \lambda_i} + p \quad (11)$$

식 (11)에 식 (10)을 대입하면 식 (12)으로 표현되는 진 응력이 계산된다.

$$\sigma_i = \lambda_i \frac{\partial W}{\partial \lambda_i} + p = \lambda_i \left[\sum_{n=1}^N \mu_n \lambda_i^{\alpha_n - 1} \right] + p = \sum_{n=1}^N \mu_n \lambda_i^{\alpha_n} + p \quad (12)$$

Fig. 1 은 반경 방향 압축 후 축 방향으로 압력을 받는 오링의 축 대칭 해석 모델을 제시하고 있다.

초탄성 유한요소 해석에는 MARC 에서 제공하는 full integration quadratic 80 요소와 updated Lagrangian 에너지 최소화 원리가 적용되었다. 접촉 계면에서의 마찰은 stick-slip 모델이 사용되었으며, 계산 시간을 최소화하기 위하여 오링을 제외

한 구조물들은 강제로 처리하였다. 접촉 계산시 마찰 계수(μ)는 Salita¹⁸ 가 측정 제시한 0.17 을 사용하였다. 접촉이 발생하면 압력이 작용하지 않도록 하중 조건을 설정하였으며, 요소의 변형이 과대하여 격자 재구성 방법이 적용되었다.

격자 재구성으로 인하여 요소의 퇴화(degeneration) 현상이 발생되면 이로 인하여 해석의 진행이 더 이상 불가능하거나 큰 오차가 발생할 수 있다.

따라서 해의 정확성을 고려하여 잔차력(residual force) 뿐만 아니라 변위에 대한 수렴 조건을 추가로 적용하였다. 해석 수렴 조건으로 상대 하중 오차(relative force tolerance)와 상대 변위 오차(relative displacement tolerance)가 사용되며 일반적인 경우 그 값을 0.1 로 사용하도록 권장하고 있으나¹⁹ 본 연구에서는 격자 재구성에 의한 오차를 줄이기 위하여 그 값을 0.03 으로 감소시켰다.

또한 조립 틈새로 압출되는 자유 표면의 형상이 격자 재구성 과정에 의해 물리적 현상과 다른 뾰족한 모양을 나타내는 문제와 격자 재구성 기준이 임의적일 수 있다는 문제를 해결하기 위하여 격자 재구성 기준인 요소의 찌그러짐, 절점 각도 및 접촉 침범(penetration) 조건을 동시에 적용하였다.

조립 틈새의 크기는 0.1mm, 0.25mm, 0.5mm 및 1.0mm 로 변화시켰으며, 압력은 최대 15.68Mpa 까지 적용하였다.

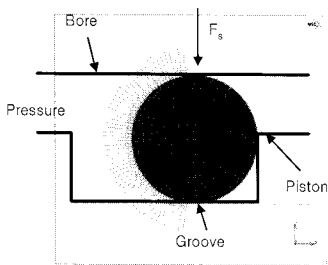


Fig. 1 Axisymmetric FE analysis model of O-ring under laterally constrained and squeezed

3. 결과 및 고찰

3.1 변형에너지 함수

Table 1 은 인장, 등 이축 및 순수 전단 시험결과로부터 비선형 최소 자승법을 이용하여 계산된

Ogden 변형 에너지 함수의 상수를 나타내고 있다.

오링은 압축 및 압력을 받으면 조립 틈새로 고무가 압출되며, 이에 따라 세 가지 변형 모드가 발생하기 때문에 Table 1 에 나타난 인장, 등 이축 및 순수 전단 시험결과를 조합한 3 항 Ogden 변형 에너지함수를 초탄성 유한 요소 해석의 물성 값으로 사용하였다

Table 1 Strain energy constants of 3rd Ogden model obtained from full test results

μ_1	0.87664	α_1	1.4307
μ_2	65.8816	α_2	-0.1207
μ_3	-16.7206	α_3	-0.4093

3.2 오링 변형 형상

Fig. 2 는 LCSP 조건에서 오링의 압출 깊이와 팽창 길이에 대한 정의를 나타내고 있다.

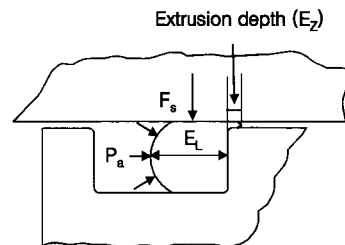


Fig. 2 Definition of extruded depth and expanded length

Fig. 3 은 조립 틈새 1.0mm, 측벽 모서리 반경 0.25mm, 압축률 22.5%에서 압력을 증가시킬 때 레이저 변위 측정기와 단층 촬영에 의한 변형 형상 측정 결과를 해석 결과와 비교한 결과로 압출 깊이 및 팽창 길이를 선경의 비로 무차원화하여 나타낸 것이다. 팽창 길이의 측정 결과와 해석 결과는 상당히 잘 일치하였다. 압출 깊이의 해석 결과는 측정 결과와 약간의 차이를 나타내지만 그 경향성은 비교적 일치함을 알 수 있다. 압력이 증가하면 팽창 길이가 감소하고 고무의 압출 깊이가 증가한다. 또한, 측정된 압출 깊이의 증가량은 압력이 증가될수록 둔화되는 경향을 보이는데 이는 조립 틈새로 압출이 시작된 후 압출 깊이가 증가됨에 따라 마찰력 및 조립 틈새의 구속이 증가하며 이에 따라 형상 계수(shape factor)가 증가하기 때문³으로 판단된다.

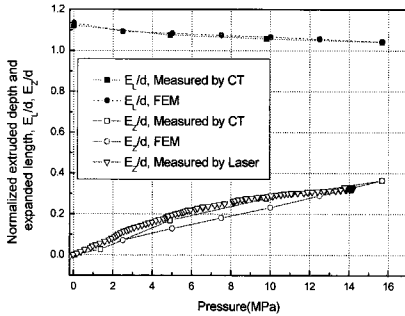


Fig. 3 Normalized expanded depths and extruded lengths at clearance gap of 1.0 mm according to the change of applied pressures

3.3 접촉 응력 분포

Fig. 4 는 22.5% 압축률 및 측벽 모서리 반경 0.25mm 에서 조립 틈새를 0.1mm, 0.25mm, 0.5mm 및 1.0mm 로 변화시키고 압력을 7.84MPa 로 일정하게 유지시킬 때 상면에서의 무차원화된 접촉 폭 (w_s/d)과 접촉 응력(P_{cs}/P_a) 분포를 나타내고 있다. 접촉 응력 분포는 조립 틈새가 0.5mm 이하일 때 헤르츠 접촉 응력 분포와 유사한 분포를 보인다. 그러나 접촉 응력 분포는 조립 틈새가 1.0mm 로 증가하면 헤르츠 접촉 응력 분포에서 벗어나며 최고 접촉 응력 및 접촉 폭이 증가되는 경향이 나타난다. 오링은 조립 틈새 부위에서는 축 방향으로 지지되지 못하고 있으므로 내부 응력과 압력이 평형을 이룰 때까지 조립 틈새로 압출된다. 따라서 압력과 평형을 이루기 위하여 측벽에서 접촉 응력이 발생되고 특히 오링이 접촉하는 측벽의 모서리 부에서 응력 집중이 발생된다. 이 국부적인 응력 집중에 의해 상면에서의 최고 접촉 응력이 증가된다.

Fig. 5 는 Fig. 4 와 동일한 조건에서 측면에서의 무차원화된 접촉 폭(w_b/d)과 접촉 응력(P_{cb}/P_a) 분포를 나타내고 있다. 접촉 응력 분포는 조립 틈새가 0.1mm 일 때 헤르츠 접촉 응력 분포와 비슷한 분포를 보인다. 그러나 조립 틈새가 0.1mm 보다 증가하면 헤르츠 접촉 응력 분포에서 벗어나는 경향을 보인다. 최고 접촉 응력은 조립 틈새가 1.0mm 로 증가하면 조립 틈새가 0.1mm 인 경우 보다 2 배 정도 증가하며 최고 접촉 응력 발생 위치도 측벽의 모서리 시작 부위로 접근하는 경향을 보인다.

Fig. 6 은 Fig. 4 와 동일한 조건에서 하면에서의 무차원화된 접촉 폭(w_b/d)과 접촉 응력(P_{cb}/P_a) 분포를 나타내고 있다. 하면 접촉 응력의 분포는 조립

틈새 및 압력에 무관하게 거의 대칭성을 보이며 압력이 증가할수록 최고 접촉 응력이 약간 감소하고 접촉 폭이 증가하는 경향이 나타났다.

이는 조립 틈새로 고무가 압출되면서 하면의 접촉 폭이 증가되는 현상으로 이때 오링의 뒤틀림이 발생한다는 것을 설명해준다. 하면에서 최고 접촉 응력의 크기는 작용 압력의 크기와 비슷하게 나타났다.

Fig. 7 은 22.5% 압축률 및 측벽 모서리 반경 0.25mm 에서, 조립 틈새를 0.1mm, 0.25mm, 0.5mm 및 1.0mm 로 변화시키고 압력을 15.68MPa 로 일정하게 유지시킬 때 상면에서 무차원화된 접촉 폭 (w_s/d)과 접촉 응력(P_{cs}/P_a) 분포를 나타내고 있다. 그 분포는 조립 틈새가 0.25mm 이하일 때 헤르츠 접촉 응력 분포와 비슷한 분포를 보였다. 그러나 조립 틈새가 0.5mm 로 증가하면 헤르츠 접촉 응력 분포에서 벗어나고 최고 접촉 응력 및 접촉 폭이 증가하는 경향이 나타났다. Fig. 4 와 Fig. 7 의 비교로부터 접촉 응력 분포의 비대칭성은 압력이 증가되면 촉진되는 것을 알 수 있다.

Fig. 8 은 Fig. 7 과 동일한 조건에서 측면에서 무차원화된 접촉 폭(w_b/d)과 접촉 응력(P_{cb}/P_a) 분포를 나타내고 있다. 조립 틈새가 0.1mm 일 때에도 접촉 응력의 최대치가 확연히 드러나며 조립 틈새가 0.1mm 보다 커지면 헤르츠 접촉 응력 분포에서 완전히 벗어나는 경향이 나타났다. 최고 접촉 응력은 조립 틈새가 1.0mm 로 증가하면 조립 틈새가 0.1mm 인 경우 보다 1.6 배 정도 증가하며 최고 접촉 응력 발생 위치도 측벽의 모서리 시작 부위로 접근하는 경향이 나타났다. Fig. 5 와 Fig. 8 의 비교로부터 최고 접촉 응력의 발생 위치 이동은 압력이 증가되면 촉진되는 것을 알 수 있다.

Fig. 9 는 Fig. 7 과 동일한 조건에서 하면에서의 무차원화된 접촉 폭(w_b/d)과 접촉 응력(P_{cb}/P_a) 분포를 나타내고 있다. 하면 접촉 응력의 분포는 조립 틈새 및 압력에 무관하게 대칭성을 보이며 압력이 증가할수록 최고 접촉 응력 및 접촉 폭이 감소하는 경향이 나타났다. 이는 Fig. 6 과 다른 현상으로 조립 틈새로 오링이 많이 압출되면서 하면의 접촉 폭이 감소되는 현상 때문으로 판단된다. 하면에서의 최고 접촉 응력 크기는 작용 압력의 크기와 비슷하게 나타났다. 따라서 Fig. 6 과 Fig. 9 로부터 복합 하중하에서 하면의 최고 접촉 응력의 크기는 조립 틈새와 압력에 무관하게 압축에 의한 최고 접촉 응력과 압력에 의한 최고 접촉 응력의 단순

중첩으로 근사화 될 수 있을 것으로 판단된다.

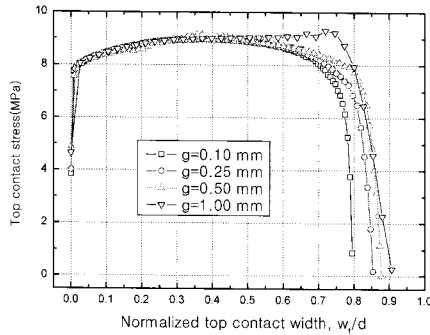


Fig. 4 Numerical contact stress distribution in top contact surface according to the change of clearance gaps at pressure of 7.84MPa under laterally constrained and squeezed (top contact)

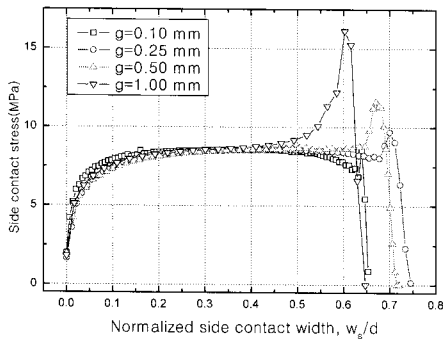


Fig. 5 Numerical contact stress distribution in side contact surface according to the change of clearance gaps at pressure of 7.84MPa under laterally constrained and squeezed (side contact)

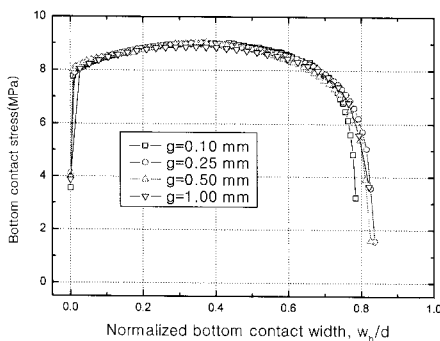


Fig. 6 Numerical contact stress distribution in bottom contact surface according to the change of clearance gaps at pressure of 7.84MPa under laterally constrained and squeezed (bottom contact)

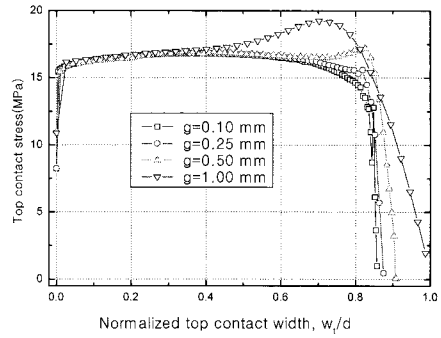


Fig. 7 Numerical contact stress distribution in top contact surface according to the change of clearance gaps at pressure of 15.68MPa under laterally constrained and squeezed (top contact)

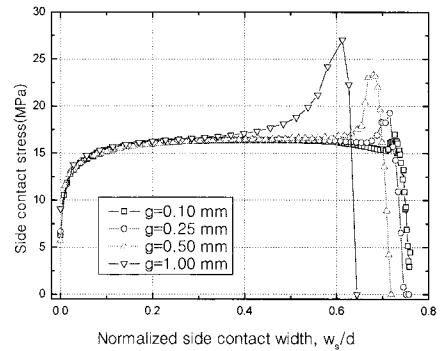


Fig. 8 Numerical contact stress distribution in side contact surface according to the change of clearance gaps at pressure of 7.84MPa under laterally constrained and squeezed (side contact)

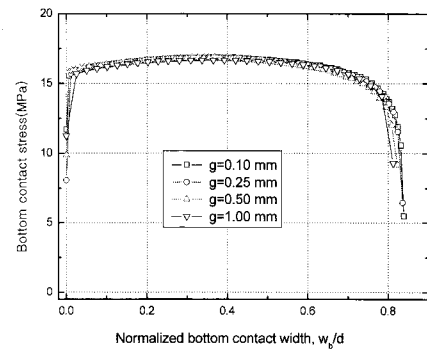


Fig. 9 Numerical contact stress distribution in bottom contact surface according to the change of clearance gaps at pressure of 15.68 MPa under laterally constrained and squeezed (bottom contact)

3.4 기밀 성능

Fig. 10 은 압력 7.84MPa 에서 조립 틈새에 따른 상면, 하면 및 측면에서 오링의 기밀 성능을 나타낸 것이다. 기밀 성능은 최고 접촉 응력과 작용 압력의 비로 평가하였다. 조립 틈새가 증가할수록 상면의 기밀 성능은 약간 증가되는 경향을 나타내었으며 하면의 기밀 성능은 약간 감소하는 경향이 나타났다. 그러나 측면의 기밀 성능은 조립 틈새가 0.1mm 에서 1.0mm 로 증가하면 약 2 배 정도 크게 증가되었다. 오링의 압력 누설은 상면과 하면 및 측면을 통하여 발생된다.

따라서 조립 틈새가 0.1mm 이상일 경우 측면의 기밀 성능이 증가하므로 상면의 기밀 성능이 오링의 기밀을 지배한다.

Fig. 11 은 압력 15.68MPa 에서 조립 틈새의 변화에 따른 상면, 하면 및 측면에서 오링의 기밀 성능을 나타낸 것이다. Fig. 10 과 Fig. 11 의 비교로부터 조립 틈새가 0.1mm 일 때 상면 및 하면의 기밀 성능이 압력이 증가되면 약간 감소하는 경향을 보였는데 이는 초기 압축에 의한 접촉 응력 성분 때문이다. 조립 틈새가 0.1mm 이상 일 때 조립 틈새에 따른 상면에서 기밀 성능의 기울기는 약간 증가하였으나 하에서 기밀 성능의 기울기는 거의 변화가 없었다. 또한 측면에서 기밀 성능의 기울기는 압력이 증가될수록 약간 감소하는 경향을 보였는데 이는 Fig. 5 에 나타낸 바와 같이 고무 압축에 의해 응력이 이완되었기 때문으로 판단된다.

이상의 결과를 종합하면 오링의 기밀 성능은 하면 및 측면의 최고 접촉 응력보다 상면의 최고 접촉 응력에 지배되며 조립 틈새가 증가하면 항상 된다는 결론을 얻었다. 그러나 오링의 압출 길이가 과도하게 증가하면 오링이 조립 틈새로 빠져 나가므로 기밀 성능에 악 영향을 줄 수 있다.

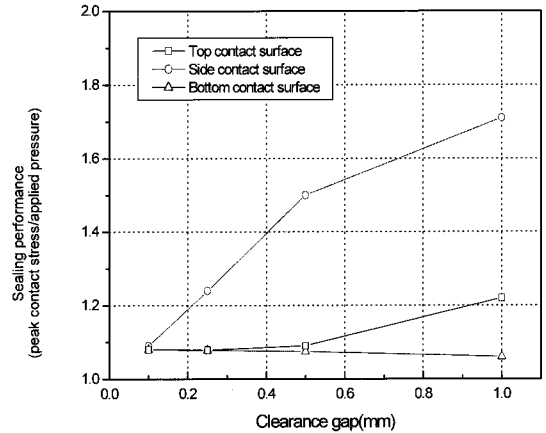


Fig. 11 Sealing performance in contact surfaces according to the change of clearance gaps at applied pressure of 15.68MPa under laterally constrained and squeezed

4. 결론

단 측벽 구속하에서 압축 변형과 압력을 받는 오링 문제에 대하여 변형 형상 측정과 유한요소해석을 통하여 오링의 기밀 성능을 평가하였으며 다음과 같은 결론을 얻었다.

1) 상면 및 측면의 접촉 응력 분포는 조립 틈새가 증가하면 헤르츠 응력분포에서 벗어나고 최고 접촉 응력 및 접촉 폭이 증가하는 경향이 나타났으며 그 분포의 비대칭성은 압력이 증가할수록 촉진된다. 특히 측면의 최고 접촉 응력은 조립 틈새가 증가하면 크게 증가하고 압력이 증가하면 그 발생 위치도 측벽의 모서리 시작 부위로 접근하는 경향이 나타났다.

2) 하면의 최고 접촉 응력의 크기는 조립 틈새와 압력에 무관하게 압축에 의한 최고 접촉 응력과 압력에 의한 최고 접촉 응력의 단순 중첩이 성립한다.

3) 압축 및 압력 중첩 문제에서 오링의 기밀 성능은 하면 및 측면의 최고 접촉 응력보다 상면

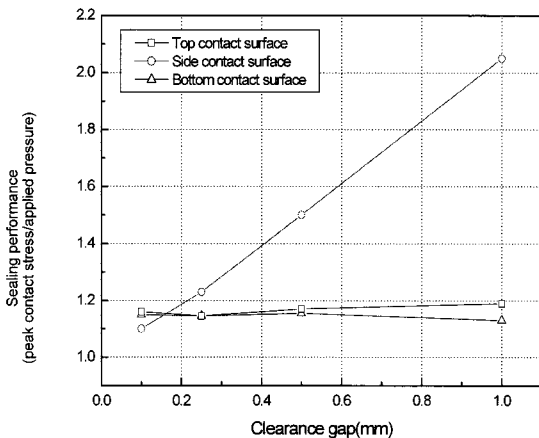


Fig. 10 Sealing performance in contact surfaces according to the change of clearance gaps at applied pressure of 7.84 MPa under laterally constrained and squeezed

의 최고 접촉 응력에 지배되며 조립 틈새가 증가하면 향상된다.

참고문헌

1. Ellis, R. A. and Keller, JR, R. B., "Solid Rocket Motor Nozzles," NASA-SP-8115, 1975.
2. Allan, J. M., "Lessons Learned but Forgotten from the Space Shuttle Challenger Accident," Space 2004 Conference and Exhibit, AIAA 2004-5830, pp. 1-10, 2004.
3. Lindley, P. B., "Compression Characteristics of Laterally- Unrestrained Rubber O-Rings," Journal of Industrial Research Institute, Vol. 1, pp. 209-213, 1967.
4. Leachy, J. C., "Sealing with Elastomers and Applications to Valve Seat Design for High Pressure," 5th International Conference on Fluid Sealing, pp. 69-88, 1971.
5. Ebisu, T., Yamamoto, M., Maekawa, J. and Onodera, A., "Fundamental studies on the performance of 'O' ring for cask," PATRAM 83, pp. 672-679, 1983.
6. Yokoyama, K., Okazaki, M. and Komito, T., "Effect of Contact Pressure and Thermal Degradation on the Sealability of O-ring," JSAE Review, Vol. 19, No. 2, pp. 123-128, 1998.
7. Pearl, D. R., "O-Ring Seals in the Design of Hydraulic Mechanics," SAE Quarterly Transactions, Vol. 1, No. 4, pp. 602-611, 1947.
8. Hooke, C. J., Lines, D. J. and O'Donoghue, J. P., "Elasto-hydrodynamic Lubrication of O ring Seal," Proceedings Institution of Mechanical Engineers, Vol. 181, No. 9, pp. 205-223, 1967.
9. Gibson, I. A., Hooke, C. J. and O'Donoghue, J. P., "Elasto-hydrodynamic Lubrication of O Ring Seal," Elasto-hydrodynamic Lubrication Symposium, pp. 31-40, 1972.
10. Karaszkiwicz, A., "Geometry and Contact Pressure of an O-ring Mounted in a Seal Groove," Industrial Engineering Chemical Research, Vol. 29, No. 10, pp. 2134-2137, 1990.
11. Johannesson, H., "Calculation of the Pressure Distribution in an O-Ring Seal Contact," Proceedings of 5th Leeds-Lyon Symposium on Tribology, pp. 379-387, 1978.
12. Molari, P. G., "Stresses in O-ring gaskets," 6th International Conference on Fluid Sealing, pp. 15-31, 1973.
13. Salita, M. J., "Simple Finite-Element Model of O-ring Deformation and Activation During Squeeze and Pressurization," Journal of Propulsion and Power, Vol. 4, No. 6, pp. 497-511, 1988.
14. Wonho, K., "Local Deformation of Rubber Seals," Ph. D Thesis, Chemical Engineering in the University of Acron, 1992.
15. Cho, H. G., Chae, S. W. and Park, J. J., "A Remeshing Criterion for Large Deformation Finite Element Analysis," J. of KSPE, Vol. 13, No. 10, pp. 78-85, 1996.
16. Day, J. R. and Miller, K. A., "Equibiaxial Stretching of Elastomeric Sheets, an Analytical Verification of an Experimental Technique," ABAQUS Users Conference Proceedings, pp. 205-219, 2000.
17. Ogden, R. W., "Large deformation isotropic elasticity- on the correction of theory and experiment for incompressible rubberlike solids," Proceedings of the Royal Society of London Ser. A 328, pp. 568-584, 1972.
18. Salita, M., "A Simple Finite Element Model of O-Ring Deformation and Activation during Squeeze and Activation," AIAA/SAE/ASME/ASEE 23rd Joint Propulsion Conference, pp. 1-16, 1987.
19. MARC, "Theory and User Information Vol. A," MARC Analysis Research Co., 2005.