

마찰계수를 고려한 자동차용 에어컨 호스의 체결력에 관한 연구

백재권*, 김병탁#

A Study on the Clamping Force of an Automotive Air-conditioning Hose according to the Friction Coefficient

Jae-Kwon Baek*, Byung-Tak Kim#

(Received 24 February 2011; received in revised form 7 June 2011; accepted 20 June 2011)

ABSTRACT

The automotive air conditioning hose is used for connecting the components of air conditioner in a vehicle. The hose is usually manufactured by the swaging process to connect the rubber hose with the metal fitting at the end of the hose. In case that the clamping force is small, the refrigerant gas in the hose can leak locally under the severe operating circumstances. The practical test of clamping force is performed by means of the measurement of separation force. In this study, the swaging process of a hose is simulated with the finite element method, to investigate the effect of friction coefficient on the clamping force. The contact condition is used in consideration of real manufacturing process, and the material properties for the Mooney-Rivlin model is obtained by the experimental results. The result interpretations are focused on the contact forces, which is displayed graphically with respect to friction coefficient, on the surfaces between the hose and the metal fittings.

Key Words : Air-conditioning(A/C) Hose(에어컨 호스), Finite Element Analysis(유한 요소 해석), Swaging Process(스웨이징 공정), Contact Condition(접촉 조건), Clamping Force(체결력), Separation Force(이탈력)

1. 서 론

자동차용 에어컨 호스는 에어컨을 구성하는 여러 요소를 연결하는데 사용되는 부품으로, 일반적으로 인장력을 지탱할 수 있는 편조층을 포함한 고무재료로 구성되어 있다^[1]. 그리고 호스의 양쪽 끝에는 금속 용구를 스웨이징^[2,3] 공정을 통하여 결합한 후 자동차 에어컨의 각 구성품에 부착하게 된다. 만약 이러한 에

어컨 호스가 기준 성능을 만족하지 못하고 가혹한 운전 상태에서 지속적으로 작동된다면, 체결력 부족으로 인해 호스와 금속 용구의 연결부에서 냉매가 누출되어 에어컨의 냉각 기능이 저하되는 현상이 발생할 수 있다. 그러나 이와 반대로 체결력이 너무 크게 제작되는 경우 고무재료 내에 응력과 변형률이 과도하게 발생하여 크랙과 같은 결함이 제품 내부에 존재하게 된다^[4].

호스의 성능은 제작완료 후 금속 용구와 호스 사이의 체결력에 의존하기 때문에 호스 제품이 장기간 안정된 기능을 하기 위해서는 제작시에 충분한 체결력을 가질 수 있도록 여러 가지 인자에 대

* 부경대학교 대학원 기계설계공학과

교신저자 : 부경대학교 기계자동차공학과

E-mail : btkim@pknu.ac.kr

한 종합적인 고려가 필요하다. 일반적으로 체결력을 실험을 통하여 측정하기는 불가능하므로 완제품의 호스와 금속 용구 사이의 이탈력을 측정하여 요구 사양의 만족 여부를 판단하고 있다^[5]. 그러나 이러한 이탈력은 접촉면이 평탄하지 않는 경우 호스와 금속 용구 사이의 접촉 수직력에 직접 비례하는 것은 아니기 때문에 이탈력으로 체결력을 정확히 추정하기는 곤란하다. 더구나 시제품이 나오기 전의 설계 제품에 대한 이탈력을 실험으로 추정할 수 있는 방법은 없으므로, 그 제품의 성능을 사전에 파악하기 위해서는 수치 해석적 방법을 통하여 신제품에 대한 체결력을 검토하는 것이 타당하다고 볼 수 있다. 이를 위해서는 타당한 마찰 계수의 선정이 필요한데, 본 연구에서는 먼저 마찰계수에 따른 해석 결과와 제작 완료 후 금속용구의 변형량을 실측한 값을 비교하여 등가 마찰계수를 추정하였다. 일단 마찰계수가 결정되면, 그 값을 사용하여 제품의 제작 완료 후의 접촉력을 계산할 수 있으며, 이 값과 마찰계수를 연계하면 개략적인 호스 이탈력을 추정할 수 있다. 이와 같은 연구를 통하여 얻어진 해석 결과를 추후 실제 제품의 이탈력 측정시험 결과와 비교하면 두 결과 사이의 보정계수를 구할 수 있다. 이러한 보정계수는 비슷한 형상의 신제품 개발단계에서 체결력과 이탈력의 추정에도 사용될 수 있으므로, 요구 사양을 만족하기 위한 조의 행정거리나 금속 용구의 형상 등을 설계단계에서 도출하는데 유익한 정보를 제공해 줄 수 있을 것으로 사료된다.

2. 유한요소 해석

2.1 호스형상 및 유한요소 모델

Fig. 1은 에어컨 호스의 단면 형상을 도시한 것으로 호스의 외경은 15.7mm, 내경은 8.2mm이며, 단면은 내면고무층, 두개의 중간고무층, 외면고무층으로 구성되어 있다. 또한 호스의 중심으로부터 순서대로 한 개의 나일론 층과 두개의 편조층이 호스의 내·외면 고무층 사이에 위치하여 인장력을 지탱할 수 있는 구조로 되어있다.

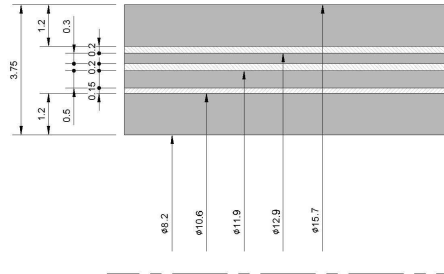


Fig. 1 Geometric shape of the A/C hose

해석시 범용 프로그램인 MARC의 전처리기를 사용한 유한요소 모델은 요소의 수 16,784개, 절점 수 19,176개로 구성하였으며, Fig. 2는 호스가 금속 용구 안으로 삽입되기 전의 유한요소 모델을 도시한 것이다. 모델 구성시 해석 물체가 호스의 중심축에 대해 대칭인 형상을 가지고 있으므로, 축대칭 모델로 구성하였으며, 요소의 종류는 축대칭 요소인 MARC의 요소종류 10번을 사용하였다.

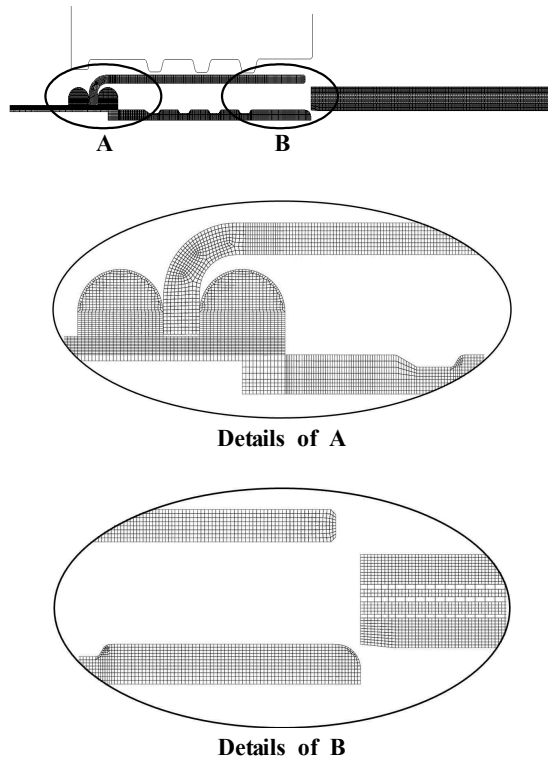


Fig. 2 Finite element model of the hose assembly

격자 구성시 소형 파이프인 니플(nipple)과 내면 고무 요소의 크기는 1:1 비율로 맞추었는데, 그 이유는 내면고무 요소의 크기가 니플의 요소보다 클 경우 해석시 호스가 삽입되는 과정에서 해가 수렴하지 않는 것과, 반대로 내면고무의 요소가 니플의 요소보다 작을 경우 삽입완료 후 스웨이징 공정 중 내면고무가 니플로 침투(penetration)하여 겹쳐지는 오류를 막기 위해서이다. 또한 모델 구성시 니플과 슬리브(sleeve)는 별도의 변형 접촉 물체로 정의하였고, 호스는 구성하고 있는 각각의 층을 여섯 개의 접촉물체로 정의하였다. 그러나 정의된 각각의 호스구성 접촉물체는 실제로 완전 접합된 상태이므로, 접촉조건 중에서 접착 옵션(glue option)과 매우 큰 분리력(separation force)을 적용하여 실제와 동일한 조건을 부여하였으며, 호스 왼쪽 끝의 내면고무는 삽입시 니플의 외경이 호스의 내경보다 큰 억지끼움 상태에서도 금속 용구 안으로 잘 삽입될 수 있도록 모따기가 되어 있다.

2.2 호스 재료의 물성치

Fig. 3에 나타난 고무재료의 응력-변형률 선도로 부터 얻은 데이터 값을 MARC에 입력하여 식 (1)로 표현되는 일반화된 Mooney-Rivlin의 2차 불변량 모델^[6](second order invariant model)의 4개의 상수를 결정할 수 있으며, 이들 상수를 사용하여 응력-변형률 관계를 다시 그래프로 나타내면 실험 자료와 어느 정도 일치하는지를 판단할 수 있다.

$$W = C_{10}(I_1 - 3) + C_{01}(I_2 - 3) + C_{11}(I_1 - 3)(I_2 - 3) + C_{20}(I_1 - 3)^2 \quad (1)$$

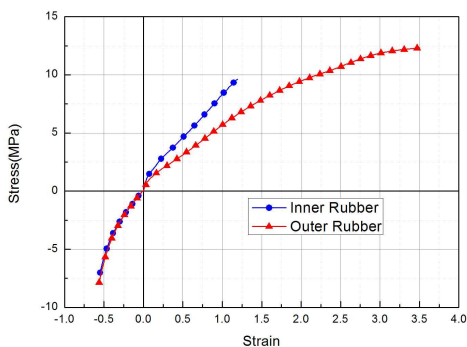


Fig. 3 Stress-strain curves of two rubber materials

두 고무재료의 물성치를 얻기 위한 실험은 각각 8개의 시편을 사용하여 인장시험에 3개, 압축시험에 5개씩을 사용하였다. Fig. 3의 선도는 이들을 평균한 값으로 나타낸 것이며, 중간고무는 시편을 가공하기 곤란하고 그 물성이 내면고무와 유사하므로 내면고무와 동일한 값을 사용하였다.

Table 1은 식 (1)에 의해서 계산된 각 고무재료의 Mooney-Rivlin 상수를 나타낸 것이다.

편조층의 물성은 호스 완제품을 사용하여 시험편을 가공하고, 반경방향의 압축시험을 수행한 결과를 이용하여 편조층의 종단성 계수를 계산할 수 있으며, 그 값은 Table 2와 같다.

Table 1 Generalized mooney-rivlin constants of three rubber materials (unit : MPa)

Items	C_{10}	C_{01}	C_{11}	C_{20}
Inner rubber	1.87889	-0.885567	0.0167447	0.273423
Middle rubber	1.87889	-0.885567	0.0167447	0.273423
Outer rubber	1.83884	-0.708799	0.126826	-0.0456585

Table 2 Material properties of braid and nylon layers

Items	Young's modulus(MPa)	Poisson's ratio	Initial yield stress(MPa)
Braid	392	0.1885	49.05
Nylon	400	0.3	30.98

2.3 강재의 물성치

호스와 체결되는 강재는 알루미늄 합금으로 니플은 A3003 H14이고, 슬리브는 Aluminum 5052 H34이다. 알루미늄 합금은 그 합금 원소의 성분에서 1000 시리즈부터 7000 시리즈까지 있으며, 니플에 사용된 3000 시리즈의 경우 Mn을 주첨가 성분으로 한 냉각가공에 의해 각종 성질을 갖는 비열처리 합금이며, 니플과 슬리브에 사용된 각각의 물성치는 Table 3과 같다.

Table 3 Material properties of steel materials

Items	Nipple	Sleeve
Young's modulus(GPa)	68.87	70.27
Poisson's ratio	0.3	0.3
Yield stress(MPa)	144	214

2.4 해석 방법

본 연구에서는 해석시 두 단계로 구성되어 있는데, 첫 번째는 작업 전 호스를 삽입하는 과정이며, 두 번째는 Fig. 4에 나타난 바와 같이 실제로 스웨이징 작업을 하는 과정이다. 첫 번째 과정이 필요한 이유는 호스의 삽입시 접촉되는 니플의 외경이 8.5mm이고, 호스의 내경이 8.2mm인 억지끼움 상태가 되므로, 삽입 과정에서 발생하는 변형이 결과에 영향을 미칠 것으로 예상되기 때문이다.

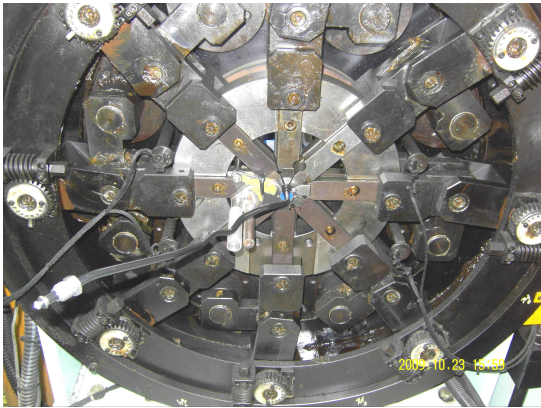


Fig. 4 Photograph of the swaging process

스웨이징 시 조(jaw)의 움직임은 호스의 체결경을 기준으로 하는데, 체결경이란 조가 최대한 안쪽으로 전진한 시점에서 중간 조와 맞닿은 슬리브의 외경의 크기로 정의된다. 본 연구에서 사용된 모델의 체결경은 15.7mm이고, 실제 작업시 슬리브 외경의 허용 오차는 0.2mm이다. 스웨이징 해석시 조의 위치는 가운데 조를 기준으로 슬리브와 0.4mm 간격만큼 띄어놓은 상태에서 조를 반경방향으로 2.25mm의 거리를 움직인다. 해석시간은 삽입 과정에 1초, 스웨이징 공정에 1초로 총 2초로 하였고, 호스 삽입 후 스웨이징 시에 조의 움직임은 시간에 따른 변위로 설정하여 1.76초까지 조가 반경방향으로 2.25mm까지 전진한 후 0.24초 후퇴하도록 하였다. 수렴을 고려한 각 과정에 대한 해석 시간은 500 간격으로 하였으며, 해석방법은 대변형 조건과 updated Lagrangian법^[7]을 사용하였다.

3. 해석결과 및 고찰

3.1 마찰계수에 따른 호스의 변형 특성

실제로 호스가 금속 용구에 삽입될 때나 스웨이징 작업이 진행되는 과정 중에 있을 때 호스의 내외 표면과 금속 용구 사이에는 마찰이 존재한다. 그러나 두 접촉 물체 사이의 마찰계수는 접촉 표면의 거칠기나 윤활 상태 등에 의존하므로 그 값을 정확히 결정하는 것은 매우 어려운 일이며, 수치 해석적으로 그 값을 구하기는 불가능하므로 일반적으로 실험을 통하여 추정하고 있다. 본 해석의 경우 호스의 삽입과 스웨이징 공정에서 마찰계수를 각각 0.1, 0.2, 0.3의 경우로 가정하고 그 결과에서 나타난 호스의 변형 특성을 비교하여 고찰해보고자 한다.

스웨이징 시 마찰이 존재하면 호스와 금속 용구의 접촉면에서 호스의 변형 형상이 무마찰과는 다소 상이하게 나타나게 된다^[8]. Fig. 5는 여러 마찰계수를 사용하여 해석한 결과 중에서 마찰계수 0.2인 경우의 변형 형상을 대표적으로 도시한 것이다. 이 결과를 무마찰의 경우와 비교해 보면, 마찰이 있는 경우 스웨이징 공정에서 압축되는 고무층이 마찰로 인해 금속 용구 접촉표면 위를 이동하는 거리가 줄어들게 되고, 따라서 금속 용구 내에서 압축된 고무재료에 의해 니플의 외경은 감소하게 됨을 관찰할 수 있다. 스웨이징 작업 후 이러한 니플의 변형은 실제 제작된 호스에서도 나타났으며, 초기 8.5mm인 니플의 외경이 제작 완료 후에는 8.2mm로 0.3mm만큼 감소함을 알 수 있었다.

이러한 마찰계수에 따른 니플의 외경 수축량에 대한 해석 결과를 실험에서 나타난 측정 결과와 비교하면 어느 정도 타당한 마찰계수를 추정할 수 있다. Fig. 6은 스웨이징 완료 후 마찰계수에 따른 니플 외경의 반경방향 영구 변형량을 도시한 것이다. 마찰계수가 커질수록 니플의 반경방향 변위는 증가하였으며, 최대로 감소된 반경의 위치는 우측으로 이동하는 경향을 나타내었다. 이와 같은 결과를 토대로 타당한 등가 마찰계수의 추정에 대해서는 다음 절에서 다시 논하기로 한다.

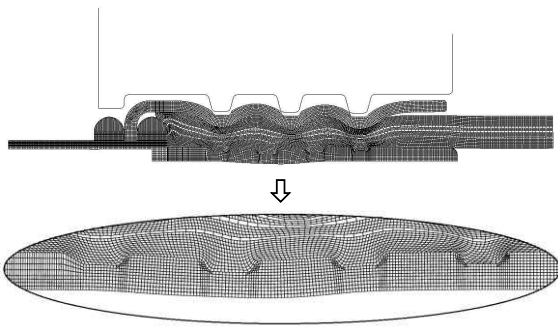


Fig. 5 Deformed shape of the hose components (friction coefficient = 0.2)

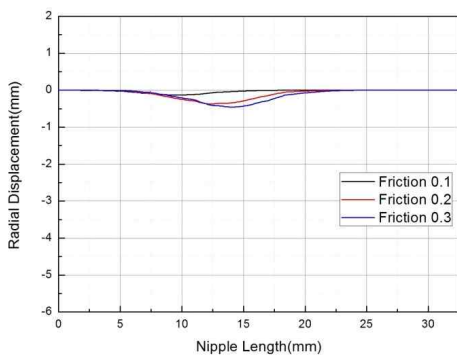


Fig. 6 Radial displacements of contacted nodes along the outer diameter of the nipple after swaging process

3.2 니플의 외경에 근거한 마찰계수 추정

전술한 바와 같이 니플 외경의 최종 반경방향의 변위는 마찰계수에 따라 그 크기 및 발생위치가 상이하게 된다. Fig. 6을 참조하면, 마찰계수 0.1에서 니플의 최소 반경의 위치는 좌측 호스 끝단에서 9.6mm 떨어진 부분이고, 0.2에서는 12.4mm, 0.3에서는 14mm로 이동함을 볼 수 있으며, 마찰계수가 커질수록 니플의 소성 변형이 일어나는 범위가 확대됨을 알 수 있다.

Fig. 7은 스웨이징 공정에서 금속 용구와 고무 사이에 발생하는 마찰계수를 추정하기 위하여 니플의 최대 반경방향 변위를 마찰계수별로 나타내고, 이를 2차 곡선 맞춤하여 도시한 것이다. 그래프에 표시된 세 변위는 반지름 감소량을 나타내므로, 실제 반지름 감소량 1.5mm에 해당되는 마찰계수를 보간법(interpolation)으로 추정하면 0.106 정도

의 마찰계수를 얻을 수 있다.

Fig. 8은 마찰계수 0.106을 적용하여 해석한 결과에서 스웨이징 완료 후 니플과 접촉된 내면고무의 응력을 길이 방향으로 도시한 것이다. 응력 분포의 특징은 두 번째, 세 번째 모서리에서는 다소 낮은 응력이 발생하였고, 그 외 다른 모서리와 접촉하는 절점에서는 피크 응력이 발생하였다. 최대 응력 발생 지점은 니플의 여덟 번째 모서리와 접촉하는 절점으로, 그 응력값은 약 62MPa로 나타났다.

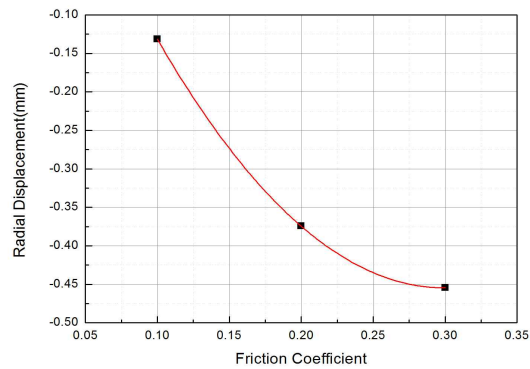


Fig. 7 Second order curve of the each radial displacement by friction coefficient

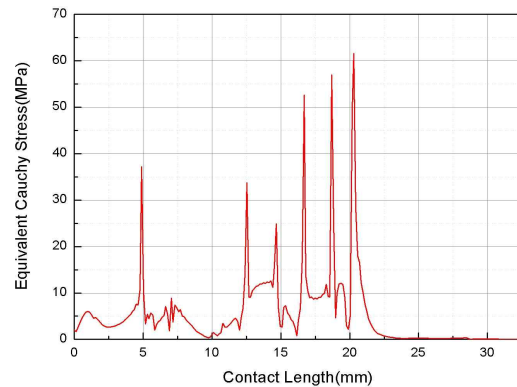


Fig. 8 Stress variation of the contacted nodes of inner rubber with the nipple after release of the jaw

3.3 마찰계수에 따른 접촉 수직력

접촉 수직력은 각 절점에서 접촉물체로 인해 발생하는 집중력으로, 축대칭인 경우 원주 방향의 수직력의 합으로 나타나므로, 이 값들을 모두 벡터적으로 합하면 금속 용구와 호스 사이의 총 접촉 수직

력을 계산할 수 있다. 실제로 본 해석 모델의 경우 접촉면이 대부분 수평이므로 반경방향의 접촉 수직력 성분이 현저하게 크게 나타난다. Fig. 9는 총 접촉 수직력의 반경방향(수직방향)의 성분을 나타낸 것으로, 마찰계수가 커질수록 접촉 수직력의 크기가 커지게 되며, 내면고무와 니플의 접촉면 보다는 외면고무와 슬리브의 접촉면에서 상대적으로 더 높은 접촉 수직력이 발생함을 알 수 있다. Fig. 10과 Fig. 11은 추정된 마찰계수 0.106을 사용하여 해석했을 때 호스와 금속 용구 사이에서 발생하는 접촉 수직력의 크기를 벡터로 나타낸 것이며, Fig. 10은 조의 최대 행정시점이고, Fig. 11은 스웨이징 완료 후의 그림이다. 두 그림에서 알 수 있듯이 외면고무와 슬리브 접촉부의 경우 각각 세 개의 조 아래에서 높은 접촉 수직력이 발생하고, 내면고무와 니플 접촉면의 경우 니플이 가지고 있는 각각의 홈 모서리에서 상대적으로 높은 접촉 수직력이 나타남을 알 수 있다.

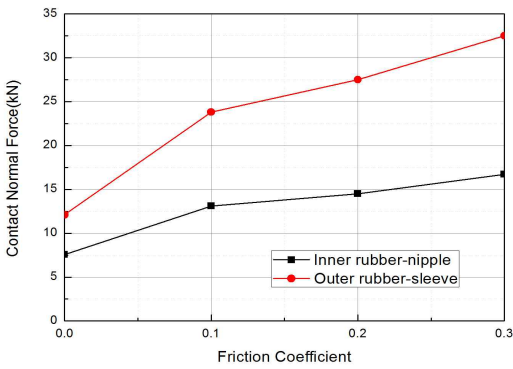


Fig. 9 Radial contact normal force with respect to the friction coefficient

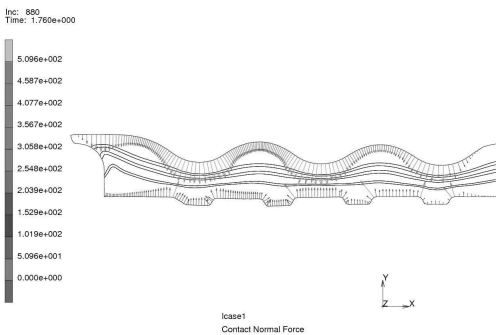


Fig. 10 Contact normal force with vector at maximum jaw stroke

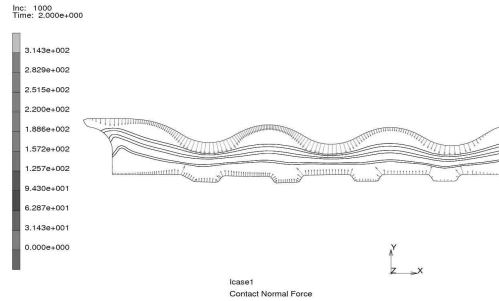


Fig. 11 Contact normal force with vector after release of the jaw

Fig. 12는 스웨이징 완료 후 내면고무와 니플의 접촉면에서의 접촉 수직력의 크기를 길이방향으로 나타낸 것이다. 니플과 접촉하는 내면고무에서는 응력 분포와 비슷하게 두 번째, 세 번째 모서리에서는 접촉 수직력이 다소 낮게 발생하고 나머지 모서리에서 높은 접촉 수직력이 발생하였으며, 최대 접촉 수직력의 크기는 약 250N이었다. Fig. 13에 나타낸 외면고무와 슬리브 사이에서는 앞의 Fig. 11에서도 알 수 있듯이 세 개의 조 아래에 있는 부분에서 접촉 수직력의 크기가 높게 나타났으며, 최대 접촉 수직력은 약 315N이었다.

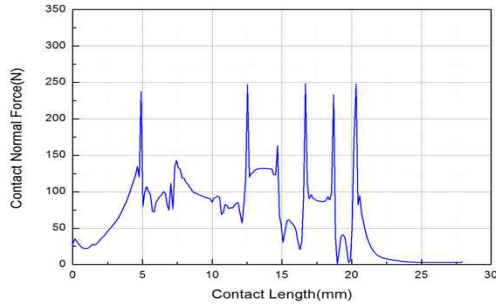


Fig. 12 Contact normal force variation between inner rubber and nipple

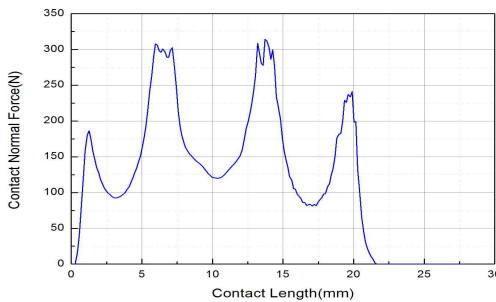


Fig. 13 Contact normal force variation between outer rubber and sleeve

3.4 마찰계수에 따른 호스의 이탈력

접촉하고 있는 금속 용구와 호스 사이의 정확한 이탈력을 계산하기 위해서는 각 절점의 변형 후의 최종 방위(orientation)와 절점 접촉력의 성분 등을 종합하여 계산할 수 있으나, 이는 매우 번거로운 일로 설계 초기 단계에서 이를 적용하기는 곤란하다. 따라서 조 행정 및 금속 용구의 형상 등 설계인자 변경에 따른 이탈력의 변화를 추정하기 위해서는 식 (2)를 사용하여 개략적인 이탈력을 계산한 후 시제품에 대한 이탈력을 측정하여 식 (3)과 같은 보정계수 β 를 도입하는 것이 편리하다. 보정계수가 정해지면 이를 사용하여 유사한 형상의 신제품 개발시 시제품 제작 이전에 요구사항을 만족하는지의 여부를 판별할 수 있을 것으로 사료된다.

$$F_{th} = \mu(N_1 + N_2) \quad (2)$$

$$F_a = \beta F_{th} \quad (3)$$

식 (2)에서 μ 는 마찰계수이고, N_1 과 N_2 는 각각 니플 및 슬리브와 접촉하는 호스의 접촉 수직력이며, 식 (3)의 F_a 는 실측한 이탈력이다.

Fig. 14는 마찰계수의 변화에 따른 호스의 추정 이탈력을 나타낸 것으로, 마찰계수가 커질수록 이탈력 또한 커지는 것을 확인할 수 있으며, 본 연구에서 추정한 마찰계수 0.106을 사용하여 계산된 호스의 이탈력은 4.08kN로 나타났다.

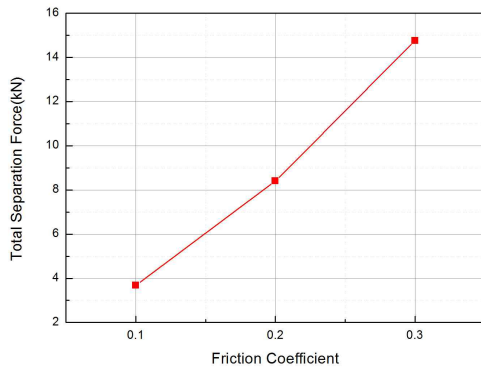


Fig. 14 Total separation force various by friction coefficient

4. 결 론

본 연구에서는 자동차용 에어컨 호스 제작시 마찰계수에 따른 호스와 금속 용구사이의 체결력의 변화를 유한요소법으로 해석하였으며, 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. 마찰을 적용한 경우에만 실제와 동일하게 니플의 외경이 감소하는 현상이 발생하였으며, 실제와 근접한 에어컨 호스의 거동을 해석하기 위해서는 마찰에 대한 고려가 반드시 필요할 것으로 사료된다.
2. 마찰계수가 커질수록 스웨이징 공정에서 금속 용구 밖으로 빠져나가는 고무층의 이동이 줄어들게 되어 니플의 외경 감소량은 커지게 되며, 호스와 니플의 접촉면 길이도 늘어나게 됨을 알 수 있었다.
3. 마찰계수를 변화시켜 계산한 니플 외경 변형량을 실측한 값과 비교한 결과, 고무와 금속 용구 사이에서 발생하는 마찰계수는 0.106으로 추정할 수 있었다.
4. 마찰계수가 커질수록 접촉 수직력의 크기도 커지며, 내면고무와 니플의 접촉부위보다 외면고무와 슬리브의 접촉부에서 접촉 수직력의 크기가 더 크게 발생함을 알 수 있었다.
5. 마찰계수 0.106을 적용한 해석에서 이탈력은 4.08 kN으로 계산되었으며, 이 값에 실측에 의한 보정계수를 도입하면 유사한 형상의 신제품 개발시 설계단계에서 이탈력 추정이 가능할 것으로 사료된다.

후 기

이 논문은 2010학년도 부경대학교의 지원을 받아 수행된 연구임(PK-2010-070)

참고문헌

1. 백재권, 김병탁, 김태호, 한성렬, 최재혁, "상이 격자 밀도를 사용한 자동차용 에어컨 호스의 접촉해석", 한국동력기계공학회, 춘계학술대회논문집, pp. 196-202, 2010.
2. Piela, A., "Analysis of the Metal Flow in Swaging -

- Numerical modelling and Experimental Verification",
Int. J. Mech. Sci., Vol. 39, No 2, pp. 221-231, 1997.
3. 김형제, 김병탁, 김광희, 윤문철, "동력 조향장치
용 호스와 금속 용구사이의 접촉력에 관한 연구",
한국동력기계공학회, 추계학술대회 논문집, pp.
140-146, 2004.
 4. 김형제, 김병탁, "고압호스 부품의 체결력에 관
한 연구", 한국기계가공학회, 춘계학술대회논문
집, pp. 335-339, 2006.
 5. 김형제, 김병탁, 윤문철, "동력조향장치 호스 조
립품의 이탈력 추정에 관한 연구", 한국자동차공
학회논문집, Vol. 13, No. 4, pp. 190-196, 2005.
 6. James, A. G., Green, A. and Simpson, G. M.,
"Strain Energy Functions of Rubber I.
Characterization of Gum Vulcanizates", Journal of
Applide Polymer Science, Vol, 19, pp. 2033-2058,
1975.
 7. Bathe, K. J., "Finite Element Procedures in
Engineering Analysis", Prentice-Hall, pp. 335-341,
1982.
 8. Baek, J. K. and Kim, B. T., "Effect of the Friction
Coefficient on the Deformation Characteristics of an
Automotive Air-conditioning Hose in Manufacturing
Process", International Symposium on Advanced
Mechanical and Power Engineering, Fukui, 2010.