



# 도어 내 마운팅 위치와 차체 강성이 프레스 도어 임팩트 빔 굽힘강도에 미치는 영향

조경래<sup>1)</sup> · 강성종<sup>\*2)</sup>

대구가톨릭대학교 대학원 자동차공학과 · 대구가톨릭대학교 기계자동차공학부

## The Effect of Mounting Location in Door and Body Stiffness on Press Door Impact Beam Bending Strength

Kyeongrae Jo<sup>1)</sup> · Sungjong Kang<sup>\*2)</sup>

<sup>1)</sup>Graduate School of Automotive Engineering, Daegu Catholic University, Gyeongbuk 38430, Korea

<sup>2)</sup>Department of Mechanical & Automotive Engineering, Daegu Catholic University, Gyeongbuk 38430, Korea

(Received 14 August 2017 / Revised 13 December 2017 / Accepted 17 January 2018)

**Abstract** : The bending strength of the press door impact beam was evaluated using the system FEA model. The system model was composed of a press impact beam and spring elements representing body stiffness at the door mounting areas. The Taylor rolled blank(TRB) beam was found to effectively enhance the bending strength. Then the effect of the beam mounting location within the door was examined. Compared with the inner mounted beam, the outer mounted beam displayed remarkably improved strength. The change in the end shape of the outer mounted beam had little effect on the structural performance including maximum stress. Finally, the beam length was made to vary and the minimum body stiffness at the door mounting areas for exhibiting the original beam strength were determined.

**Key words** : Bending strength(굽힘 강도), Press impact beam(프레스 임팩트 빔), Beam mounting location(빔 마운팅 위치), Beam end shape(빔 끝단부 형상), Body stiffness at door mounting area(도어 마운팅부의 차체강성)

### 1. 서론

자동차 측면충돌 법규인 FMVSS(Federal Motor Vehicle Safety Standard) 214 Barrier test는 시험차량에 이동대차를 27° 경사진 방향으로 53.9 km/h의 속도로 충돌시켜 평가한다(Fig. 1). 이동대차는 전면이 알루미늄 하니컴 구조로 되어 있으며 실차의 평균적 특성을 반영하여 1368 kg의 중량을 가지고 다른 강성, 강도를 갖는 범퍼부와 전면부로 구성되어 있다.<sup>1)</sup>

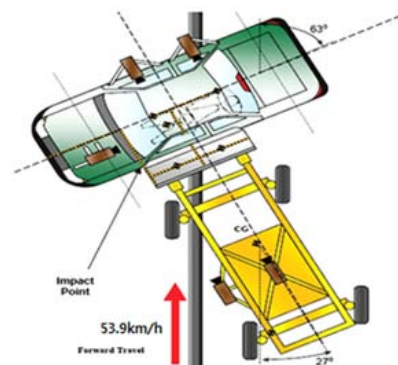


Fig. 1 FMVSS 214 barrier test

\*Corresponding author, E-mail: sjkang@cu.ac.kr

This is an Open-Access article distributed under the terms of the Creative Commons Attribution Non-Commercial License(http://creativecommons.org/licenses/by-nc/3.0) which permits unrestricted non-commercial use, distribution, and reproduction in any medium provided the original work is properly cited.

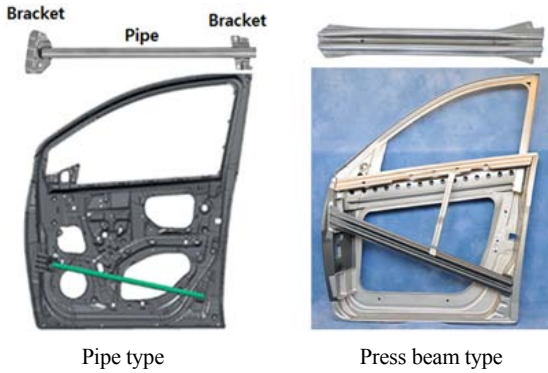


Fig. 2 Door impact beam

승객 상해를 최소화하기 위해 도어 내부에 장착되는 도어 임팩트 빔은 충분한 변위영역에서 높은 굽힘강도(Bending strength)가 요구된다. 도어 임팩트 빔에는 강관이 적용된 강관 임팩트 빔과 프레스 제작되는 프레스 임팩트 빔(Press impact beam) 두 가지 종류가 있다(Fig. 2).<sup>2,3)</sup> 열처리된 강관과 양끝의 브라켓들로 구성된 강관 임팩트 빔에 비해 프레스 임팩트 빔은 일체형으로 압연 강관을 프레스 성형하므로 생산비용이 저렴하나 개단면 형상으로 굽힘강도 확보에 불리하여 SUV와 같이 사이드 실 위치가 높은 차종 등에 제한적으로 적용되고 있다. 그 간 단면 구조 최적화와 핫 프레스 성형에 의한 고강도화가 연구되어 왔으나 강관 빔을 완전히 대체할 정도의 충분한 강도 확보가 이루어지고 있지 않다.<sup>3-5)</sup> 반면 도어 내의 빔 마운팅 위치(Beam mounting location)와 빔 끝단부 형상(Beam end shape) 그리고 빔 길이 변화에 따라 요구되는 도어 마운팅부의 차체강성(Body stiffness at door mounting area)에 대한 연구는 매우 불충분하다.

본 연구에서는 중형차를 대상으로 도어 마운팅부의 차체강성을 스프링으로 나타낸 프레스 임팩트 빔 시스템 모델을 구성하여 굽힘강도를 평가하고 양산 적용 중인 강관형 임팩트 빔 시스템 모델의 해석결과와 비교하였다. 먼저 균일 두께 빔 그리고 중앙부와 사이드부의 두께가 상이한 TRB(Tailor rolled blank) 빔에 대해 해석하였으며 다음으로 도어 내 마운팅 위치를 변경한 모델들에 대해 해석하였다 또한 도어 아우터 마운팅 모델에 대해 끝단부 형상을 변경하여 그 영향을 검토하였다. 마지막으로 빔 길

이 변화에 따른 강도 변화를 살펴보았으며 기본모델의 굽힘강도 확보를 위한 빔 길이와 최소 차체 마운팅부 강성의 관계를 고찰하였다. 해석에는 차체 충돌붕괴 거동해석에 폭넓게 사용되고 있는 상용 비선형 프로그램 LS/Dyna를 사용하였다.<sup>6)</sup>

## 2. 본 론

### 2.1 시스템 모델 구성

Fig. 3은 프레스 빔의 시스템 해석 모델과 하중 및 경계조건을 나타낸다. 빔 길이는 비교 대상인 강관 빔의 브라켓 포함 길이 960 mm로 하였으며 도어 내 안쪽에 마운팅 됨을 가정하여 강관 빔 브라켓 사이즈와 동일하게 양끝 97 mm를 마운팅부로 형상화 하였다. 양 끝에 직경 20 mm, 길이 240 mm의 강체 빔 두개를 CO<sub>2</sub> 용접을 가정하여 추가하였으며 도어 마운팅부의 차체강성을 나타내는 스프링들을 강체 빔 끝 4곳에 연결시켜 시스템 모델을 구성하였다. 앞의 스프링 2개는 상하 힌지 마운팅부의 차체강성을 그리고 뒤의 스프링 2개는 록커 마운팅부의 차체강성을 각각 나타내며 스프링 끝 4곳을 모두 완전 구속하였다. 강체 빔 끝 모두에 빔 길이 방향의 이동과 빔 폭 방향의 회전 만 가능하도록 구속조건을 정의

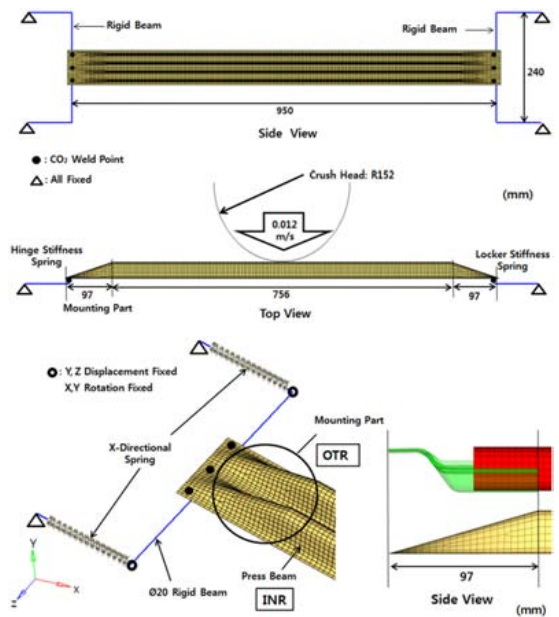


Fig. 3 Press impact beam system analysis model

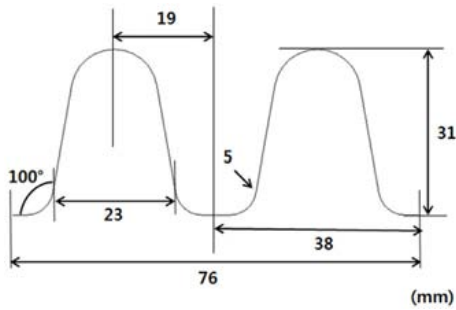


Fig. 4 Press impact beam section

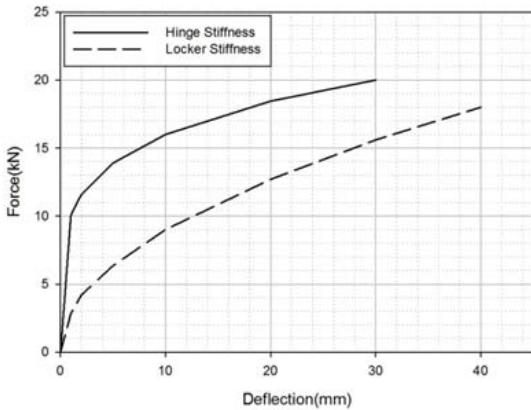


Fig. 5 Spring stiffness

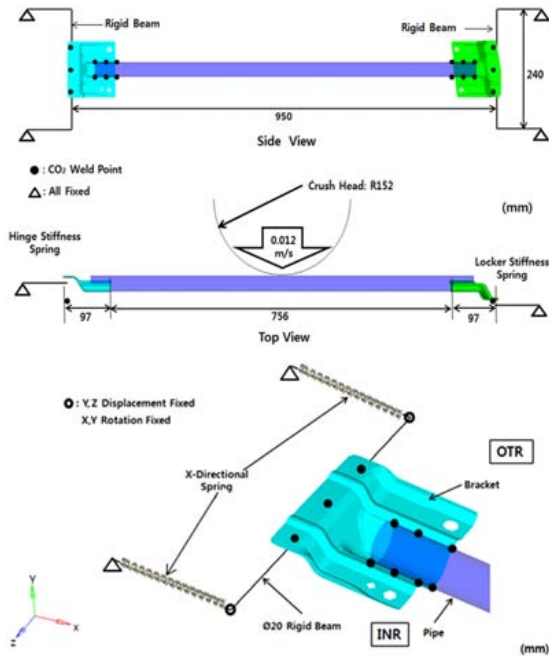


Fig. 6 Pipe impact beam system analysis model

하였으며 반경 152 mm의 강제 헤드를 0.012 m/s의 저속으로 수직 방향 이동변위를 가하였다. 프레스 빔 단면 형상은 Fig. 4와 같으며 소재는 SPFC 1180 MPa를 적용하였다. 실차에서 도출된 마운팅부 강성을 이용하여 앞 2개 스프링에는 Fig. 5의 힌지 강성을 그리고 뒤 2개 스프링에는 Fig. 5의 록커 강성을 각각 정의하였다.<sup>7)</sup>

Fig. 6은 같은 개념을 적용하여 구성한 양산 적용 강관 빔의 시스템 모델을 나타낸다.  $\phi 31.8$ , 두께 2.0 mm, 인장강도 1470 MPa의 Autobeam 강관과 두께 1.4 mm의 SPFH590 브라켓으로 구성되며 굽힘해석 결과를 프레스 빔의 목표 굽힘강도로 설정하였다.<sup>2)</sup>

## 2.2 TRB 빔

선행 연구<sup>5)</sup> 3점 굽힘해석에서  $\phi 31.8$ , 두께 2.0 mm 강관 빔과 대등한 강도를 나타냈던 중앙 1/3 두께 1.6 mm, 양 사이드 두께 0.9 mm를 적용한 TRB\_1.6t\_0.9t 그리고 중앙 1/3 두께 1.7 mm, 양 사이드 두께 1.0 mm를 적용한 TRB\_1.7t\_1.0t를 대상으로 해석하였다. 또한 균일두께 1.6 mm, 1.7 mm의 모델 UT\_1.6t와 UT\_1.7t 그리고 강관 빔과 중량이 같은 균일두께 1.2 mm의 UT\_1.2t에 대해서도 해석하였다. Fig. 7과 Table 1로부터 중앙부 두께만 증가시켜도 중앙부 두께의 균일 두께 빔과 대등한 강도가 확보됨을 알 수 있다. TRB\_1.6t\_0.9t는 헤드 변위 0 ~ 100 mm와 0 ~ 200 mm 구간에서 강관 빔 대비 변형에너지가 각각 5.7 %, 3.9 % 작게 나타났으나 TRB\_1.7t\_1.0t는 각각 5.7 %, 2.9 % 크게 산출되어 강관 빔 이상의 성

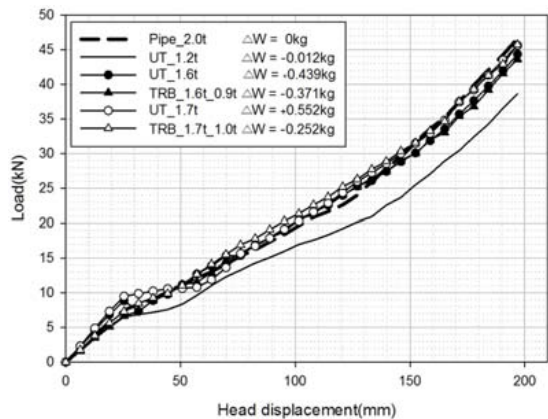


Fig. 7 Load carrying capability: TRB

Table 1 Analysis results: TRB

Model	0 ~ 100 mm Strain energy (kJ)	0 ~ 200 mm Strain energy (kJ)	$\Delta W(kg)$
Pipe_2.0t	1.06 (100 %)	4.15 (100 %)	0
UT_1.2t	0.890 (84.0 %)	3.43 (82.7 %)	-0.012 (-0.70 %)
UT_1.6t	1.10 (103.8 %)	4.12 (99.3 %)	+0.439 (+25.6 %)
TRB_1.6t_0.9t	1.00 (94.3 %)	3.99 (96.1 %)	-0.371 (-21.7 %)
UT_1.7t	1.10 (103.8 %)	4.22 (101.7 %)	+0.552 (+32.2 %)
TRB_1.7t_1.0t	1.12 (105.7 %)	4.27 (102.9 %)	-0.252 (-14.7 %)

능을 확보하면서 강관 빔 중량 1.712 kg 대비 0.252 kg(14.7 %) 경량화가 가능하다.

### 2.3 도어 내 빔 마운팅 위치 변화

Fig. 3과 같이 빔이 도어 내의 안쪽에 마운팅 됨을 가정한 인너 마운팅(Inner mounting) 모델 INR과 달리 바깥쪽에 마운팅 됨을 가정한 아우터 마운팅(Outer mounting) 모델 OTR과 중간 위치 마운팅을 가정한 모델 MDL에 대해 강도를 비교하였다(Fig. 8).

#### 2.3.1 균일 두께 빔

먼저 강관 빔과 중량이 같은 균일 두께 1.2 mm 인 UT\_1.2t 모델들의 결과를 Fig. 9와 Table 2에 나타냈다. 마운팅 위치가 인너에서 아우터 쪽으로 변경됨에 따라 강도가 크게 증가됨을 알 수 있으며 중간 마운팅 만 되어도 강관 빔에 근접한 강도를 나타낸다. 인너 마운팅에 비해 아우터 마운팅의 경우 변형에너지가 크게 증가해 2개 헤드변위 구간에서 강관 빔보다 각각 14.2 %, 8.2 % 크게 나타난다. 이는 인너 마운팅 모델의 경우 스프링에 발생하는 큰 인장력이 빔 굽힘을 촉진 시키는 방향으로 작용하나 아우터 마운팅의 경우는 빔 굽힘에 저항하는 방향으로 작용하여 굽힘강도가 증가한다고 판단된다.<sup>2)</sup> Fig. 10의 최대등가응력으로부터 MDL은 변화가 거의 없었으나 OTR의 경우 INR에 비해 최대응력이 0.063 GPa 소폭 증가하였다.

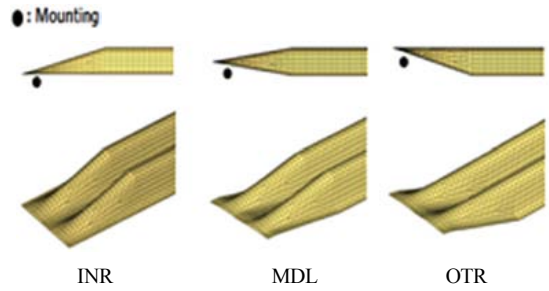


Fig. 8 Beam end shapes according to mounting location

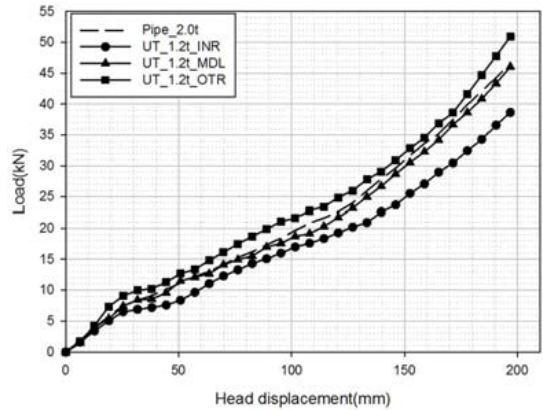


Fig. 9 Load carrying capability: UT\_1.2t mounting location change

Table 2 Analysis results: UT\_1.2t mounting location change

Model	0 ~ 100 mm Strain energy (kJ)	0 ~ 200 mm Strain energy (kJ)
Pipe_2.0t	1.06 (100 %)	4.15 (100 %)
UT_1.2t_INR	0.89 (84.0 %)	3.43 (82.7 %)
UT_1.2t_MDL	1.03 (97.2 %)	4.02 (96.9 %)
UT_1.2t_OTR	1.21 (114.2 %)	4.49 (108.2 %)

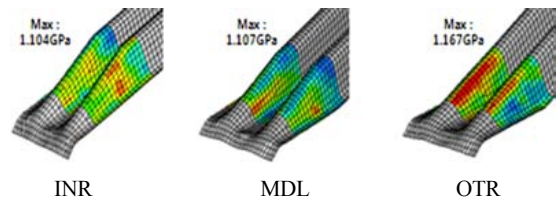


Fig. 10 Maximum equivalent stress: UT\_1.2t mounting location change



### 2.3.2 TRB 빔

마운팅 위치 변화를 TRB\_1.6t\_0.9t에 대해 적용하여 해석을 수행하였으며 결과는 Fig. 11, Table 3과 같다. 앞의 UT\_1.2t 해석결과와 마찬가지로 마운팅 위치가 인너에서 아우터 쪽으로 됨에 따라 강도가 크게 증가되어 중간 마운팅(MDL) 만 되어도 전체 헤드변위에서 강도가 강관 빔을 초과하였으며 아우터 마운팅(OTR)의 경우 2개 변위구간에서 강관 빔보다 각각 27.4 %, 23.9 % 증가된 변형에너지를 나타낸다.

이상의 도어 내 빔 마운팅 위치변화 해석결과로부터 마운팅 위치를 최대한 아우터 쪽으로 이동시키는 것이 매우 중요함을 알 수 있으며 임팩트 빔 설계 시 형상 최적화나 소재 고강도화에 앞서 충분히 고려되어야 한다.

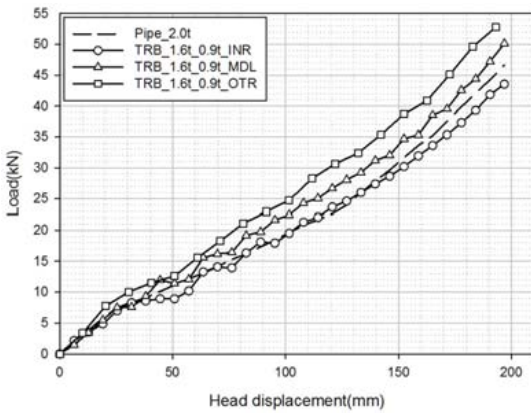


Fig. 11 Load carrying capability: TRB\_1.6t\_0.9 mounting location change

Table 3 Analysis results: TRB\_1.6t\_0.9 mounting location change

Model	0 ~ 100 mm Strain energy (kJ)	0 ~ 200 mm Strain energy (kJ)
Pipe_2.0t	1.06 (100 %)	4.15 (100 %)
TRB_1.6t_0.9_INR	1.00 (94.3 %)	3.99 (96.1 %)
TRB_1.6t_0.9_MDL	1.16 (109.4 %)	4.55 (109.6 %)
TRB_1.6t_0.9_OTR	1.35 (127.4 %)	5.14 (123.9 %)

### 2.4 끝단부 형상 변화

Fig. 8의 OTR과 같이 도어 내의 아우터 쪽에 빔을 위치시키는 경우 인너 패널과의 간섭을 피하기 위해 끝단부 형상에 제약이 있을 수 있다. UT\_1.2t\_OTR를 대상으로 대해 간섭을 피하기 위해 각각 50 mm와 25 mm의 코너 반경을 주면서 끝단부를 개략적으로 제거한 모델 ESC1과 ESC2에 대해 해석하였다(Fig. 12).

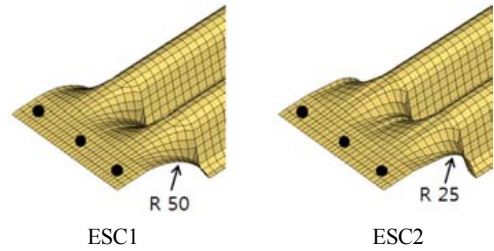


Fig. 12 Beam end shape change of UT\_1.2t\_OTR

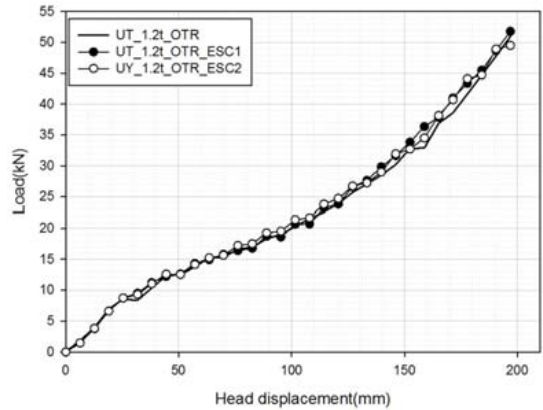


Fig. 13 Load carrying capability: UT\_1.2t\_OTR beam end shape change

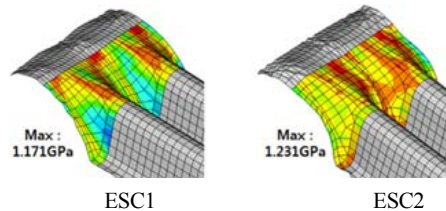


Fig. 14 Maximum equivalent stress: UT\_1.2t\_OTR beam end shape change

Fig. 13의 하중곡선으로부터 끝단부 형상 변화는 전체 영역에서 거의 영향이 없었으며 Fig. 14와 같이 최대등가응력도 Fig. 10의 UT\_1.2t\_OTR 1.167 GPa과 비교하여 뚜렷한 증가를 나타내지 않는다.

### 2.5 빔 길이 변화에 따른 도어 마운팅부 차체강성의 영향

차량 등급과 형태에 따라 도어 크기가 변하고 임팩트 빔 길이도 변화된다. UT\_1.2t\_INR에 대해 기준 길이( $L_0$ )를  $\pm 10\%$ ,  $\pm 20\%$  가지로 변화시켜 굽힘강도 변화 정도를 고찰하였으며 모델명은 UT\_1.2t\_INR\_LC\_ $\alpha$ ( $\alpha$ : 빔 길이 증감률)로 정의하였다. Fig. 15의 결과로부터 빔 길이에 따라 굽힘강도가 민감하게 변화됨을 알 수 있다.

다음으로 각 빔 길이 변화 모델에 대해 길이 변화 전 모델 UT\_1.2t\_INR의 강도를 목표강도로 설정했을 때 기존 스프링 강성( $k_0$ )을 어떻게 변화시켜야 하는지 검토하였다.

각 길이 변화 모델에 대해 스프링 강성을 변화시켜 가면서 강도변화를 검토하였으며 모델명은 UT\_1.2t\_INR\_LC\_ $\alpha$ \_ $\beta$ ( $\alpha$ : 빔 길이 증감률,  $\beta$ : 스프링 강성 증감율)로 정의하였다. Fig. 16의 결과로부터 빔 길이 증감률  $\Delta L/L_0$ 에 따라 UT\_1.2t\_INR의 강도 이상을 확보하기 위해 허용(-) 혹은 요구(+)-되는 스프링 강성 증감률  $\Delta k/k_0$ 의 관계를 검토해서 Fig. 17에 나타냈다. 임팩트 빔 길이가 길수록 스프링 강성 변화에 대해 굽힘강도가 보다 둔감하게 변화함에 따라 빔 길이가 증가하면 강도 확보를 위해 도어 마운팅부 차체강성을 보다 충분하게 확보해야 함을 알 수 있다. 중형차 외에 다양한 등급의 차량들에 대한 유사 해석을 수행하여 결과를 자료화 한다면 향후 도어의 차체 마운팅부 설계에 유용하게 사용될 것이라 판단된다.

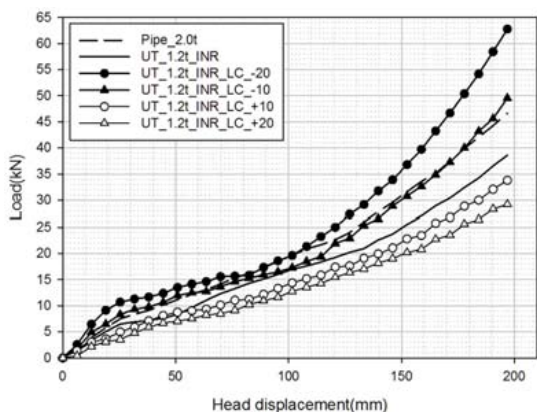
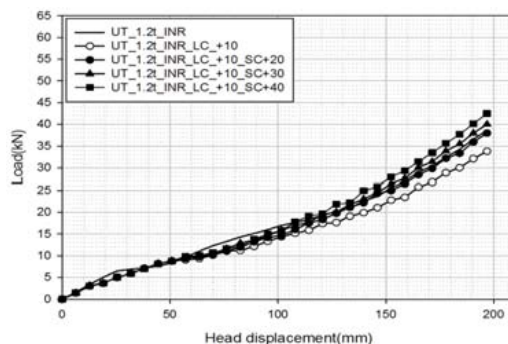
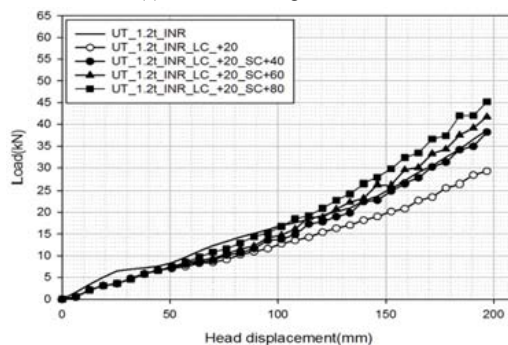


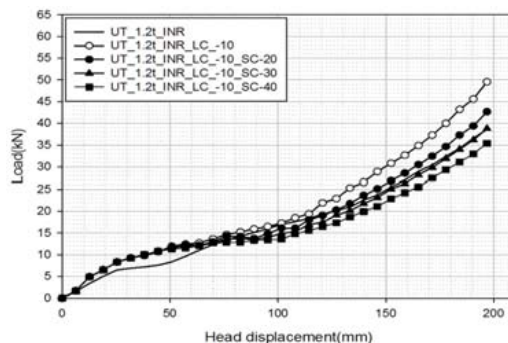
Fig. 15 Load carrying capability: UT\_1.2t\_INR beam length change



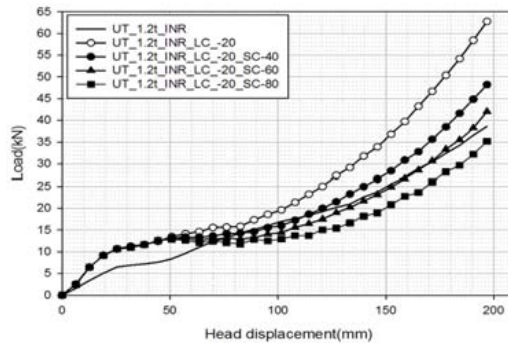
(a) 10 % beam length increase



(b) 20 % beam length increase



(c) 10 % beam length decrease



(d) 20 % beam length decrease

Fig. 16 Load carrying capability: spring stiffness variation effect for length changed UT\_1.2t\_INR models

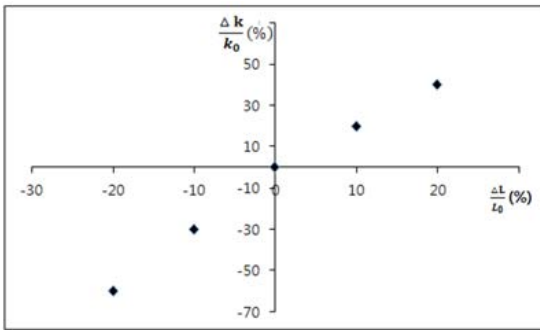


Fig. 17 Spring stiffness variation rate allowed or required for securing the bending strength of UT\_1.2t\_INR

### 3. 결론

TRB 빔을 적용하면 목표 대상 강관 빔 보다 14.7% 적은 중량으로 3~6% 향상된 굽힘강도 확보가 가능하다.

도어 내의 빔 마운팅 위치를 아우터로 이동한 경우가 인너 마운팅 경우에 비해 강도가 크게 증가하였으며 강관 빔과 중량이 같은 1.2 mm 균일 두께 빔 그리고 강관 빔에 비해 0.371 kg(21.7%) 경량인 TRB 빔 모두 강관 빔의 강도를 초월하였다. 따라서 임팩트 빔 설계시 형상 최적화나 소재 고강도화에 앞서 빔의 마운팅 위치를 최대한 아우터 쪽으로 이동시키는 것이 매우 중요하다.

아우터 마운팅 모델에 대해 인너 패널과의 간섭을 피하기 위해 끝단부를 일부 제거한 경우 강도 변화가 거의 발생하지 않으며 최대응력도 뚜렷한 증가를 나타내지 않는다.

빔 길이에 따라 굽힘강도가 민감하게 변화하며 빔이 길수록 도어 마운팅부의 차체강성을 보다 충분하게 확보해야 한다.

### References

- 1) S. H. Lim, K. W. Lee and D. S. Kim, "Design Concept Study of Body Structure According to Euro and North America Side Impact Tests," KSAE Spring Conference Proceeding, pp.1275-1280, 2003.
- 2) S. J. Kang, "Strength of Pipe Type Door Impact Beam with Changed Bracket Mounting Method and TRP Application," Transactions of KSAE, Vol.24, No.4, pp.379-385, 2016.
- 3) H. Lim, S. Y. Lim and Y. B. Chun, "Study on Optimal Design of Cold Forming Door Impact Member," KSAE Annual Conference Proceedings, pp.980-990, 2014.
- 4) S. B. So, J. H. Kim, H. T. Choi and C. Ha, "Shape Development of Door Mounting Integrated Impact Beam," KSAE12-G0005, pp.25-32, 2012.
- 5) K. R. Jo and S. J. Kang, "The Section Design of Press Door Impact Beam for Improving Bending Strength," Transactions of KSAE, Vol.25, No.1, pp.74-81, 2017.
- 6) LS-DYNA User's Manual, Nonlinear Dynamic Analysis of Structures, Version 971, LSTC, 2006.
- 7) B. K. Chun and S. J. Kang, "Development of Side Door Intrusion Analysis Technique Using Simple Concept Model," KSAE Spring Conference Proceedings, pp.517-524, 1994.