

차체 구조물 결합부 강성의 근사적 수식화에 관한 연구

A Study on Numerical Approximation of Joint Stiffness of Vehicle Structures

박정률*, 이상범**, 임홍재***
Jeong Lyul Park, Sang Beom Lee, Hong Jae Yim

ABSTRACT

Joint stiffnesses can affect the vibrational characteristics of car body structures and, therefore, should be included in vehicle system models. In this paper, a numerical approximation of joint stiffness is presented for considering joint flexibility of thin walled beam jointed structures. Using the proposed method, it is possible to optimize joint structures considering the change of section shapes in vehicle structures. The numerical approximation of joint stiffnesses is derived using the RSM(Response Surface Method) in terms of beam section properties. The study shows that joint stiffnesses can be effectively determined in designing vehicle structure.

주요기술용어: Response surface method (RSM : 반응표면법), Joint stiffness (결합부 강성), Section property (단면계수), Optimal design (최적설계)

1. 서론

차체의 결합부(joint)는 차량의 동적·정적 거동에 많은 영향을 미친다.^{1,2)} 따라서 차량의 이러한 특성을 개선하기 위해서는 우선적으로 결합부 부분을 적절하게 설계 또는 설계 변경할 필요가 있다.

초기단계의 차체설계에서는 주로 차체의 저주파수 영역인 50Hz 이하의 진동모드들이 고려된다. 따라서 일반적으로 차체 전체를 셀

요소로 상세하게 모델링하는 대신 루프 패널, 플로어 패널 등은 셀요소로, 필라, 로커 등은 빔요소로 모델링하게 된다. 특히 빔요소가 서로 만나는 결합부는 일반적으로 결합부의 유연성을 나타내기 위하여 스프링요소를 이용하여 모델링하게 된다.³⁾ 따라서 결합부의 유연성을 나타내기 위해 도입된 스프링요소의 강성이 제대로 평가되지 못하면 정확한 결과를 얻을 수 없다.

이러한 스프링요소의 회전강성은 실험이나 셀요소로 만들어진 결합부 모델을 이용하여 얻게 되는데 요구되는 강성을 만족하는 모델을 만들기 위해서는 많은 시간과 노력이 필요하다.

* 회원, 한양대학교 최적설계신기술연구센터
** 회원, 국민대학교 자동차공학 전문대학원
*** 회원, 국민대학교 기계자동차공학부

특히 차체 필라, 루프레일, 로커 등 빔요소에 대한 최적설계시 결합부에 인접한 빔요소의 단면계수 등의 물성치가 반복적인 최적설계 과정을 통하여 변경이 되지만 스프링요소의 회전강성은 초기에 설정한 값으로 고정되기 때문에 신뢰성 높은 해석 및 설계가 이루어지지 않았다.

따라서 본 논문에서는 차체 구조물의 최적설계에 적용하기 위한 스프링요소 회전강성의 근사적 수식화 방법을 제시한다. 또한 근사 수식에 의한 빔요소 모델 강성과 셸요소 모델 강성을 서로 비교하여 근사 회전강성식 적용의 타당성을 검토한다.

2. 수식화 과정

본 연구의 전체적인 흐름은 Fig. 1과 같다. 이 그림에서 보는 바와 같이 유도될 근사식에 대한 기준이 되는 결합부 회전강성값을 계산하기 위하여 셸 결합부 모델을 이용하여 각 방향에 대한 회전강성을 구한다. 또한 셸 결합부 모델을 이용하여 결합부를 이루는 각 단면에 대한 단면계수를 단면 해석·설계 전용 프로그램⁴⁾을 이용하여 계산한다.

계산된 단면계수를 단순 빔 결합부 모델에 대한 회전강성식에 대입하여 단순 빔 결합부에 대한 각 방향의 회전강성을 계산한다.

그리고 결합부 단면을 이루고 있는 절점의 위치를 약간씩 변경하였을 때 셸모델 회전강성과 빔모델 회전강성의 강성비를 계산한다. 계산된 강성비를 보정계수라고 정의하고 이를 이용하여 앞에서 유도된 빔모델 회전강성식을 수정한다.

그리고 마지막으로 최소자승법, 반응표면법(response surface method : RSM)⁵⁾ 및 최적설계법을 이용하여 결합부 회전강성에 대한 근사식을 만든다.

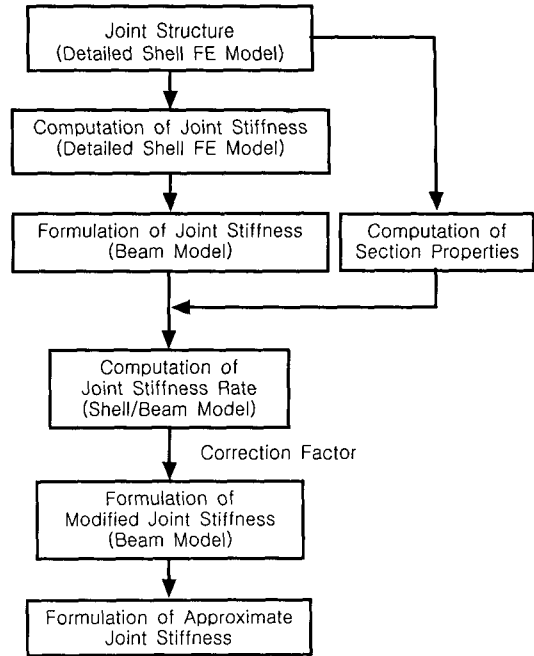


Fig. 1 Process of approximate formulation

3. 결합부 셸모델 회전강성 평가

Fig. 2는 본 연구에서 이용한 센터필라-루프레일 결합부 상세모델로서 상용 유한요소 프로그램인 I-DEAS로 모델링하였으며, 본 연구를 통해 개발되는 근사식을 만들기 위해 이용된다.

Fig. 2에서 나타낸 상세 결합부 모델의 회전강성을 구하기 위하여 끝단 모멘트법(tip moment method)⁶⁾을 이용하였다. 즉, Fig. 2에서 보는 바와 같이 결합부를 구성하고 있는 루프레일의 양 단면을 고정하고 센터필라 단면의 도심에 국부좌표계를 설정하였다. 또한 국부좌표계가 설정된 점에서 각 방향에 대하여 단위모멘트를 각각 가하였으며 이를 통해 모멘트를 가한 점에 대한 회전각을 계산한다. 그리고 식 (1)을 이용하여 각 방향에 대한 회전강성을 평가한다.

$$K_x = \frac{M_x}{\theta_x}, \quad K_y = \frac{M_y}{\theta_y}, \quad K_z = \frac{M_z}{\theta_z} \quad (1)$$

식 (1)에서 M_x, M_y, M_z 는 각각 센터필라 단면의 도심에 설정한 국부좌표계의 x, y, z 방향으로 가한 단위모멘트를 나타내고 있으며, $\theta_x, \theta_y, \theta_z$ 는 각각 모멘트를 가한 점에서 계산된 x, y, z 방향의 회전각을 나타내고 있다.

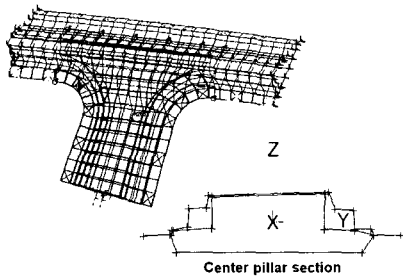


Fig. 2 Center pillar-roof rail joint

4. 범모델의 회전강성

4.1 직각으로 만나는 결합부

결합부 강성에 관련된 인자를 알아보기 위해 Fig. 3에서 보는 바와 같이 먼저 센터필라와 루프레이일이 직각으로 만나는 T형 결합부를 이용한다.

1번 부재인 센터필라와 2번 부재인 루프레이일의 끝단에 Fig. 3에서 보는 바와 같이 국부좌표계를 각각 설정하였다. 또한 앞에서 설명한 바와 같이 루프레이일의 양단을 고정하고 센터필라의 끝단에 있는 국부좌표계의 각 방향으로 단위모멘트를 가하여 회전강성을 구하게 된다.

이러한 결합부는 두 개의 보 구조물 즉, 외팔보인 센터필라와 양단고정보인 루프레이일의 결합으로 생각할 수 있다. 따라서 센터필라의 끝단에 단위모멘트를 가했을 때 각 보에서 발생하는 회전각을 더하면 센터필라 끝단의 전체 회전각을 알 수 있다. 따라서 두 부분의 회전각을 각각 고려할 때 결합부의 회전강성

을 다음 식과 같이 표현할 수 있다.

$$K_x = \frac{M_{x1}}{\theta_{x1} + \theta_{x2}} = \frac{8EGJ_1I_{x2}}{GL_2J_1 + 8EL_1I_{x2}} \quad (2)$$

$$K_y = \frac{M_{y1}}{\theta_{y1} + \theta_{y2}} = \frac{2EGJ_yJ_2}{EL_2I_{y1} + 2GL_1J_2} \quad (3)$$

$$K_z = \frac{M_{z1}}{\theta_{z1} + \theta_{z2}} = \frac{8EI_{z1}I_{z2}}{L_2I_{z1} + 8L_1I_{z2}} \quad (4)$$

식 (2)에서 M_{x1} 은 1번 부재의 끝단에 가하는 x 방향 단위 모멘트, θ_{x1} 과 θ_{x2} 는 각각 1번 부재와 2번 부재의 x 방향 회전각, E 는 재료의 탄성계수, G 는 전단탄성계수, J_1 는 1번 부재의 극관성모멘트, I_{x2} 는 2번 부재의 x 축에 대한 관성모멘트, L_1 는 1번 부재의 길이, L_2 은 2번 부재의 길이를 나타내고 있다.

또한 식 (3)에서 M_{y1} 은 1번 부재의 끝단에 가하는 y 방향 단위 모멘트, θ_{y1} 과 θ_{y2} 는 각각 1번 부재 및 2번 부재의 y 방향 회전각, I_{y1} 은 1번 부재의 y 축에 대한 관성모멘트, J_2 는 2번 부재의 극관성모멘트를 나타내고 있다.

그리고 식 (4)에서 M_{z1} 은 1번 부재의 끝단에 가하는 z 방향 단위 모멘트, θ_{z1} 과 θ_{z2} 는 각각 1번 부재 및 2번 부재의 회전각, I_{z1} 과 I_{z2} 는 각각 1번 부재와 2번 부재의 z 축에 대한 관성모멘트를 나타내고 있다.

식 (2)~(4)에서 보는 바와 같이 x 방향 회전강성은 극관성모멘트 J_1 과 관성모멘트 I_{x2} , y 방향 회전강성은 관성모멘트 I_{y1} 과 극관성모멘트 J_2 , z 방향 회전강성은 관성모멘트 I_{z1} 과 I_{z2} 에 의해 영향을 받게 됨을 알 수 있다.

위 식에서 보는 바와 같이 각 축의 회전강성은 단면계수들이 연성되어 가중 조화 평균

의 형태로 나타난다. 식 (2)~(4)에서는 관성곱(product of inertia)에 관련된 항이 없으나 실제 해석할 차체 결합부 모델에서는 회전각을 구하기 위해 생성시켜주는 좌표축에서 관성모멘트는 관성곱의 영향을 받으므로 각 축에 대한 회전강성이 관성곱의 영향을 받게 된다. 빔모델을 사용하면 관성모멘트, 관성곱 및 극관성모멘트의 값을 쉽게 변경시킬 수 있다.

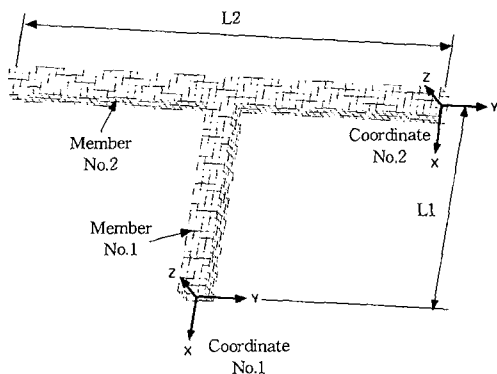


Fig. 3 T type joint

4.2 경사진 결합부

일반적으로 차체 결합부는 서로 직각으로 만나지 않는다. 따라서 보다 일반적인 경우에 대한 회전강성을 계산하기 위하여 Fig. 4에서 보는 바와 같이 센터필라를 α 만큼 회전시킨 결합부를 이용한다.

센터필라 끝단에 설정된 국부좌표계의 x 방향으로 단위 모멘트를 가했을 때 2번 부재에 전달되는 각 방향의 모멘트를 식 (5)에 나타내었으며, x 방향에 대한 회전각 및 회전강성의 결과식을 식 (6), (7)에 각각 나타내었다.

$$M_{x2,x} = M_{x1} \cdot \cos \alpha, \quad M_{y2,x} = M_{x1} \cdot \sin \alpha \quad (5)$$

$$\theta_x = \frac{M_{x1}L_1}{GJ_1} + \frac{M_{x2,x}L_2}{8EI_{x2}} \cos \alpha + \frac{M_{y2,x}L_2}{2GJ_2} \sin \alpha \quad (6)$$

$$K_x = \frac{1}{\frac{L_1}{GJ_1} + \frac{L_2}{8EI_{x2}} \cos^2 \alpha + \frac{L_2}{2GJ_2} \sin^2 \alpha} \quad (7)$$

여기서, $M_{x2,x}$ 는 1번 부재의 끝단에 가하는 x 방향 단위 모멘트 M_{x1} 에 의해 2번 부재의 x 방향으로 전달되는 모멘트를 나타내고 있으며, $M_{y2,x}$ 는 1번 부재의 끝단에 가하는 x 방향의 단위 모멘트 M_{x1} 에 의해 2번 부재의 y 방향으로 전달되는 모멘트를 나타내고 있다. 그리고 θ_x 와 K_x 는 각각 모멘트를 가한 점의 x 방향 회전각과 회전강성을 나타내고 있다.

또한 센터필라 끝단에 설정된 국부좌표계의 y 방향으로 단위 모멘트를 가했을 때 2번 부재에 전달되는 각 방향의 모멘트를 식 (8)에 나타내었으며, y 방향에 대한 회전각 및 회전강성의 결과식을 식 (9), (10)에 각각 나타내었다.

$$M_{x2,y} = M_{y1} \cdot \sin \alpha, \quad M_{y2,y} = M_{y1} \cdot \cos \alpha \quad (8)$$

$$\theta_y = \frac{M_{y1}L_1}{EI_{y1}} + \frac{M_{x2,y}L_2}{8EI_{x2}} \sin \alpha + \frac{M_{y2,y}L_2}{2GJ_2} \cos \alpha \quad (9)$$

$$K_y = \frac{1}{\frac{L_1}{EI_{y1}} + \frac{L_2}{8EI_{x2}} \sin^2 \alpha + \frac{L_2}{2GJ_2} \cos^2 \alpha} \quad (10)$$

여기서, $M_{x2,y}$ 는 1번 부재의 끝단에 가하는 y 방향 단위 모멘트 M_{y1} 에 의해 2번 부재의 x 방향으로 전달되는 모멘트를 나타내고 있으며, $M_{y2,y}$ 는 1번 부재의 끝단에 가하는 y 방향의 단위 모멘트 M_{y1} 에 의해 2번 부재의 y 방향으로 전달되는 모멘트를 나타내고 있다. 그리고 θ_y 와 K_y 는 각각 모멘트를 가한 점의 y 방향 회전각과 회전강성을 나타내고 있다.

그런데 센터필라가 α 만큼 기울어지더라도

z 방향은 변화가 없으므로 회전강성에 대한 식은 앞 절에서 설명한 식 (4)를 이용할 수 있다.

그리고 회전강성에 대한 식 (4), (7), (10)을 이용하여 경사각 α 의 변화에 따른 각 방향 회전강성의 변화를 살펴보았으며 그 결과를 Fig. 5에 나타내었다. 이 그림에서 보는 바와 같이 x 방향 회전강성은 경사각이 커짐에 따라 줄어들고 있으며, y 방향 회전강성은 반대로 증가하는 것을 알 수 있다. 또한 z 방향 회전강성은 변화가 없다.

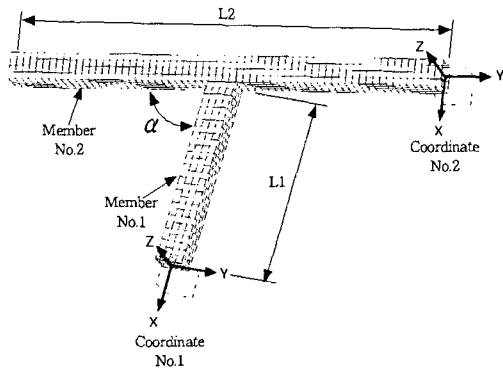


Fig. 4 Oblique T type joint

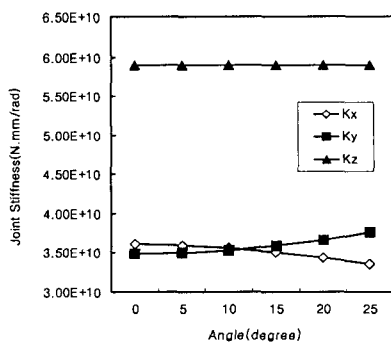


Fig. 5 Joint stiffness variation

5. 결합부 회전강성 근사식

빔요소 결합부와 셸요소 결합부의 회전강

성에는 많은 차이가 있다는 것은 이미 알려져 있다.⁷⁾ 이러한 차이가 발생하는 원인은 빔모델의 경우 하중 또는 모멘트에 의한 국부적인 변형이 발생하지 않지만 셸모델의 경우 두 개의 구조물이 서로 만나는 부분에서 국부적인 변형이 심하게 발생하기 때문이다. 또한, 실제 차체 결합부에서는 반지름 크기, 플랜지 폭 및 용접점의 위치 등에 의해 강성이 크게 변한다.

따라서 빔모델과 셸모델의 국부적인 변형 등에 의한 강성차이를 보정계수화하여 근사 수식화 과정에 이용하게 된다.

5.1 회전강성비의 계산

본 연구에서 이용한 센터필라-루프레이일 결합부를 이루는 센터필라 단면을 Fig. 6에, 루프레이일 단면을 Fig. 7에 각각 나타내었다.

초기 결합부 단면형상에 대한 각 방향 회전강성을 셸모델을 이용하여 계산하였으며, 또한 동일 단면형상에 대한 단면계수를 계산하여 빔 결합부 모델의 회전강성식인 식 (4), (7), (10)에 대입하여 회전강성을 계산하였다. 그리고 두 회전강성에 대한 퍼센트비(percent change)를 계산하였다.

또한 Fig. 6과 7에 있는 번호에 해당되는 절점을 순차적으로 기하학적 위치를 약간씩 변경한 후 마찬가지로 방법으로 셸모델과 빔모델에 대한 각 방향의 회전강성을 계산하였다. x 방향에 대한 회전강성과 두 모델의 회전강성비에 대한 결과를 Table 1(실제 각 경우에 대한 데이터의 갯수는 70개임)에 나타내었는데 이 Table로부터 x 방향 회전강성비에 대한 평균값은 68.58%이며 이 값을 x 방향 회전강성에 대한 보정계수로 사용한다.

Table 2에서는 본 연구에서 사용된 셸모델의 강성이 빔모델에 대해 가지는 x, y, z 방향에 대한 평균 회전강성비 C_x, C_y, C_z 를 나타내고 있다. Table 2에서 보는 바와 같이 빔모

델에 비하여 셸모델의 회전강성이 작게 나온 이유는 센터필라와 루프레이일이 서로 만나는 부위에서 국부적인 변형이 빔모델에 비하여 크게 일어나기 때문이다.



Fig. 6 Center pillar section

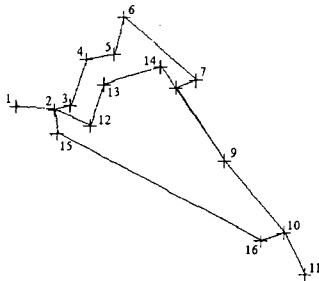


Fig. 7 Roof rail section

Table 1 Joint stiffness percent change between beam and shell model (x-direction)

Unit : N · mm/ra

		shell	beam	percent change (%)
initial shape		2.4647E+10	3.6792E+10	66.99
center pillar	outer panel 1	2.8274E+10	4.0255E+10	70.24
	outer panel 2	1.9040E+10	2.9366E+10	64.83
	reinf. panel 1	2.2940E+10	3.4130E+10	67.22
	reinf. panel 2	2.4019E+10	3.5670E+10	67.34
	reinf. panel 3	2.3906E+10	3.5437E+10	67.46
	inner panel 1	2.0194E+10	3.0516E+10	66.18
inner panel 2	3.2930E+10	4.7680E+10	69.07	
roof rail	outer panel 1	2.4867E+10	3.6649E+10	67.85
	outer panel 2	2.4732E+10	3.7126E+10	66.62
	reinf. panel 1	2.4658E+10	3.6437E+10	67.67
	reinf. panel 2	2.4524E+10	3.6494E+10	67.20
	reinf. panel 3	2.4577E+10	3.6251E+10	67.80
inner panel 1	2.4518E+10	3.7581E+10	65.24	
average percentage change (%)				68.58

Table 2 Average percentage change of joint stiffness

Unit : %

	average percentage change
C_x	68.58
C_y	12.21
C_z	40.77

5.2 결합부 회전강성 근사식 유도

Table 2에서 나타낸 보정계수를 이용한 빔모델의 근사식을 식 (11), (14), (17)에 \hat{K}_{xa} , \hat{K}_{ya} , \hat{K}_{za} 로 각각 나타내었으며 보정량을 식 (12), (15), (18)에 \hat{K}_{xb} , \hat{K}_{yb} , \hat{K}_{zb} 로 각각 나타내었다. 이들을 각 방향에 대하여 각각 더하여 근사 회전강성식을 만들었으며 식 (13), (16), (19)에 \hat{K}_x , \hat{K}_y , \hat{K}_z 으로 각각 나타내었다. 즉, \hat{K}_{xa} , \hat{K}_{ya} , \hat{K}_{za} 에 의해 일차적으로 빔모델의 회전강성을 셸모델의 회전강성에 근접시키고, \hat{K}_{xb} , \hat{K}_{yb} , \hat{K}_{zb} 를 각각 더해줌으로써 근사 회전강성의 오차를 최소화하였다.

$$\hat{K}_{xa} = C_x \frac{1}{\frac{L_1}{GJ_1} + \frac{L_2}{8EI_{x2}} \cos^2 \alpha + \frac{L_2}{2GJ_2} \sin^2 \alpha} \quad (11)$$

$$\hat{K}_{xb} = p_0(p_1 \cdot A_1^2 + p_2 \cdot A_1 \cdot J_1 + p_3 \cdot J_1^2 + p_4 \cdot A_2^2 + p_5 \cdot I_{x2}^2 + p_6 \cdot I_{x2} \cdot I_{xz2} + p_7 \cdot I_{xz2}^2 + p_8 \cdot A_2 \cdot J_2 + p_9 \cdot J_2^2) \quad (12)$$

$$\hat{K}_x = \hat{K}_{xa} + \hat{K}_{xb} \quad (13)$$

$$\hat{K}_{ya} = C_y \frac{1}{\frac{L_1}{EI_{y1}} + \frac{L_2}{8EI_{x2}} \sin^2 \alpha + \frac{L_2}{2GJ_2} \cos^2 \alpha} \quad (14)$$

$$\begin{aligned} \hat{K}_{yb} = & p_0(p_1 \cdot A_1^2 + p_2 \cdot I_{y1}^2 \\ & + p_3 \cdot I_{y1} \cdot I_{yz1} + p_4 \cdot I_{yz1}^2 \\ & + p_5 \cdot A_2^2 + p_6 \cdot I_{xz}^2 \\ & + p_7 \cdot I_{xz} \cdot I_{xz2} + p_8 \cdot I_{xz2}^2 \\ & + p_9 \cdot A_2 \cdot J_2 + p_{10} \cdot J_2^2) \end{aligned} \quad (15)$$

$$\hat{K}_y = \hat{K}_{ya} + \hat{K}_{yb} \quad (16)$$

$$\hat{K}_{za} = C_z \frac{1}{\frac{L_1}{EI_{z1}} + \frac{L_2}{8EI_{z2}}} \quad (17)$$

$$\begin{aligned} \hat{K}_{zb} = & p_0(p_1 \cdot A_1^2 + p_2 \cdot A_1 \cdot I_{z1} \\ & + p_3 \cdot I_{z1} \cdot I_{yz1} + p_4 \cdot I_{z1}^2 \\ & + p_5 \cdot A_2^2 + p_6 \cdot A_2 \cdot I_{z2} \\ & + p_7 \cdot I_{z2} \cdot I_{xz2} + p_8 \cdot I_{z2}^2) \end{aligned} \quad (18)$$

$$\hat{K}_z = \hat{K}_{za} + \hat{K}_{zb} \quad (19)$$

여기서 p_0, p_1, p_2 등은 앞으로 결정해야 되는 미정계수를 나타내고 I_{xz2} 및 I_{yz1} 은 각각 2번 부재의 xz 축에 대한 관성곱 및 1번 부재의 yz 축에 대한 관성곱을 나타내고 있으며 나머지는 앞에서 정의한 바와 같다.

식 (12), (15), (18)에 있는 미정계수 p_0, p_1, p_2 등을 결정하기 위해 최소자승법, 반응표면법을 이용하여 최적설계를 수행하는데, 이를 위한 수식을 식 (20)과 (21)에 나타내었다.

$$\text{Minimize : } F(p) = \sum (K_i - \hat{K}_i)^2 \quad (20)$$

$$\text{Subject to : } \left| \frac{K_i - \hat{K}_i}{K_i} \right| \leq \varepsilon = 0.1 \quad (21)$$

즉, 결합부를 구성하고 있는 필라단면에 대한 절점들의 $i(i=1 \sim 210)$ 번째의 기하학적 위치 변경에 따른 셸모델의 회전강성 K_i 와 같은 단계에 대한 빔모델의 근사 회전강성 \hat{K}_i 과의 차이에 대한 자승을 전체 단계에 대하여 더한 값

을 목적함수로 설정하였고, 이를 최소화시키면서 구속조건인 회전강성 허용오차 ε 을 만족하도록 설정하여 계산을 수행하였다. 이러한 과정을 통하여 미정계수인 p_0, p_1, p_2 등을 결정하고 이들을 식 (12), (15), (18)에 대입하여 근사 회전강성식을 만들었다.

Table 3~5에 셸모델 회전강성과 근사식을 사용하여 구한 회전강성 및 오차를 나타내었다. 이들 Table에서 보는 바와 같이 근사식을 이용한 결과는 셸모델을 이용한 결과와 최대 10% 정도의 오차를 나타내고 있다.

형상 변경이 급격한 경우에는 앞에서 나타낸 근사 수식을 적용하는데 어려움이 있으나 일반적으로 차체 필라 등의 설계변경시 외형상의 제한조건과 제작공정상의 어려움 등으로 인하여 급격한 형상변경 등의 설계변경은 이루어지지 않는다.

따라서 실제 차체설계문제에 적용할 경우 근사식을 구하기 위해 여러 번의 모델 변경을 거치지 않고도 근사식을 간단하게 만들어 일정 오차범위 내에서 사용할 수가 있다.

Table 3 Joint stiffness and error (x-direction)

Unit : N · mm/ra

		K_x	\hat{K}_x	error	error rate (%)
initial shape		2.4647E+10	2.5243E+10	-5.9669E+08	2.42
center pillar	outer 1	2.8274E+10	2.7842E+10	4.3245E+08	1.53
	outer 2	1.9040E+10	1.9413E+10	-3.7371E+08	1.96
	reinf 1	2.2940E+10	2.2908E+10	3.2253E+07	0.14
	reinf 2	2.4019E+10	2.4437E+10	-4.1836E+08	1.74
	reinf 3	2.3906E+10	2.4166E+10	-2.5995E+08	1.09
	inner 1	2.0194E+10	2.0776E+10	-5.8171E+08	2.88
inner 2	3.2930E+10	3.3112E+10	-1.8211E+08	0.55	
roof rail	outer 1	2.4867E+10	2.4685E+10	1.8202E+08	0.73
	outer 2	2.4732E+10	2.5894E+10	-1.1624E+09	4.70
	reinf 1	2.4658E+10	2.4971E+10	-3.1325E+08	1.27
	reinf 2	2.4524E+10	2.5527E+10	-1.0028E+09	4.09
	reinf 3	2.4577E+10	2.5654E+10	-1.0763E+09	4.38
	inner 1	2.4518E+10	2.4877E+10	-3.5869E+08	1.46

Table 4 Joint stiffness and error (y-direction)

Unit : N· mm/ra

		K_y	\hat{K}_y	error	error rate (%)
intial shape		2.9066E+09	3.0443E+09	-1.3771E+08	4.74
center pillar	outer 1	3.7880E+09	3.4506E+09	3.3738E+08	8.91
	outer 2	2.4490E+09	2.3238E+09	1.2521E+08	5.11
	reinf 1	2.7480E+09	2.6687E+09	7.9280E+07	2.88
	reinf 2	2.7982E+09	3.1060E+09	-3.0779E+08	11.00
	reinf 3	2.8291E+09	3.1403E+09	-3.1126E+08	11.00
	inner 1	2.4713E+09	2.5098E+09	-3.8574E+07	1.56
	inner 2	4.0346E+09	3.8327E+09	2.0190E+08	5.00
roof rail	outer 1	3.0734E+09	3.2000E+09	-1.2660E+08	4.12
	outer 2	2.9374E+09	3.1767E+09	-2.3936E+08	8.15
	reinf 1	2.9136E+09	3.1333E+09	-2.1966E+08	7.54
	reinf 2	2.9018E+09	3.1273E+09	-2.2546E+08	7.77
	reinf 3	2.9109E+09	3.1240E+09	-2.1313E+08	7.32
	inner 1	2.7915E+09	3.0955E+09	-3.0393E+08	10.89

Table 5 Joint stiffness and error (z-direction)

Unit : N· mm/ra

		K_z	\hat{K}_z	error	error rate (%)
intial shape		1.9357E+11	1.9882E+11	-5.2537E+09	2.71
center pillar	outer 1	1.9623E+11	1.9862E+11	-2.3904E+09	1.22
	outer 2	1.9415E+11	1.8988E+11	4.2655E+09	2.20
	reinf 1	1.9724E+11	1.9357E+11	3.6688E+09	1.86
	reinf 2	1.9179E+11	1.9651E+11	-4.7332E+09	2.47
	reinf 3	1.9401E+11	1.9862E+11	-4.6172E+09	2.38
	inner 1	1.9038E+11	1.9854E+11	-8.1674E+09	4.29
	inner 2	2.0314E+11	1.9980E+11	3.3350E+09	1.64
roof rail	outer 1	1.9436E+11	1.9859E+11	-4.2402E+09	2.18
	outer 2	1.9374E+11	1.9905E+11	-5.3124E+09	2.74
	reinf 1	1.9807E+11	1.9752E+11	5.4340E+08	0.27
	reinf 2	1.9323E+11	1.9838E+11	-5.1531E+09	2.67
	reinf 3	2.0103E+11	1.9718E+11	3.8507E+09	1.92
	inner 1	1.8847E+11	1.9898E+11	-1.0513E+10	5.58

6. 결론

본 연구를 통하여 차체 결합부를 이루고 있

는 필라 단면형상에 따른 결합부 회전강성을 구하기 위하여 단면계수를 매개변수로 사용하는 근사 수식 도출 방법을 제시하였다. 이 과정을 통해 만들어진 근사식을 이용한 빔모델 회전강성과 이에 대한 비교 기준이 되는 쉘모델 회전강성을 비교함으로써 근사수식의 효용성을 검증하였다.

따라서 차체 최적설계시 필라, 루프레이일, 로커 등 빔구조물의 설계변경에 따라 변경해야 하는 결합부 회전강성에 본 연구를 통해 개발한 근사 회전강성식을 이용하여 재해석함으로써 보다 신뢰성이 높은 설계가 이루어질 것으로 기대된다.

추후, 결합부 반지름, 용접점의 위치 변경 등을 고려한 결합부 강성의 수식적인 표현에 대한 연구와 실제 차체 최적설계에 본 연구에서 제시한 근사수식을 이용하여 필라, 루프레이일, 로커 등을 최적화하는 방법에 대한 연구를 할 예정이다.

참고 문헌

- 1) D. C. Chang, "Effects of Flexible Connections on Body Structural Response", SAE Transactions, Vol.83, pp.233-244, 1974.
- 2) M. M. Kamal, and J. A. Wolf, Modern Automotive Structural Analysis, Van Nostrand Reinhold Company, 1982.
- 3) 이상범, "단순유한요소모델을 이용한 차체구조 최적설계기법에 관한 연구", 국민대학교 박사학위 논문, 1996.
- 4) 이호용, "박판보 구조의 강성도 해석 및 최적설계", 국민대학교 대학원 석사학위 논문, 1995.
- 5) R. T. Haftka, and Z. Gürdal, Elements

- of Structural Optimization, 3rd Revised and Expanded Edition, Kluwer Academic Publishers, pp.219-222, 1991.
- 6) 임홍재, 김윤영, 이상범, 송명의, “결합부 등가빔을 이용한 저진동 차체의 모델링 및 해석기법”, 한국소음진동공학회지 제 5권 제4호, pp.537-542, 1995.
- 7) 김윤영, 김진홍, 강정훈, 임홍재, “박스보 T형 조인트의 강성평가에 관한 연구”, 한국자동차공학회 논문집 제3권 제4호, pp.68-77, 1995.