

<논 문>

모드해석을 이용한 L, T 자형 구조물의 결합 강성 평가 방법에 대한 연구

The Study of Stiffness Evaluation Technique for L, T Shaped Joint Structures Using Normal Modes Analysis with Lumped Mass

허덕재* · 정재엽** · 조 연** · 박태원***

DeogJae Hur, JaeYup Jung, Yeon Cho and TaeWon Park

(1999년 6월 1일 접수 : 1999년 8월 26일 심사완료)

Key Words : Joint Stiffness(결합 강성), Virtual Stiffness Method(가상 강성법), L, T Shaped Joint Structure(L, T 자형 결합 구조물), Simplified Model(단순화 모델), Normal Mode Analysis(정규모드해석)

ABSTRACT

This paper describes the dynamic characteristics of the joint structures in case of using the simplified beam model in the F. E. analysis. The modeling errors, when replace the shell with the beam, are investigated through F. E. normal modes analysis. Normal mode analysis were performed to obtain the natural frequencies of the L and T shaped joints with various type of channels. The results were analyzed to access the effects of the models on the accuracy of F.E. analysis by identifying the geometric factors which cause the errors. The geometric factors considered are joint angle, channel length, thickness and area ratio of the hollow section to the filled one. The joint stiffness evaluation technique is developed in this study using normal modes analysis with Lumped Mass. With this method, the progressively improved results of F. E. analysis are obtained using the simplified beam model. The static and normal modes analysis are performed with the joint stiffness values obtained by the Kazunori Shimonkakis' virtual stiffness method and the proposed method and these simplified modeling errors are compared.

기 호 설 명

- [M_{jk}] : j 번째 부재에 대한 k 방향의 모멘트
- [θ_{jk}] : l 째 부재에 대한 k 방향의 회전각
- [ψ_{jk}] : 일반부 l 번째 부재에 대한 k 방향의 회전각
- [ϕ_{jk}] : 전체 구조물 l 번째 부재에 대한 k 방향

의 회전각

- [K_{jk}] : l 번째 부재에 대한 k 방향 결합 강성
- f : 고유 진동수
- m : 질량
- l : 회전 반경
- k_i : 스프링의 비틀림 강성

* 정회원, 아주대학교 대학원, 고등기술연구원(IAE)

** 정회원, 고등기술연구원(IAE)

*** 정회원, 아주대학교 공과대학 생산공학과

1. 서 론

유한 요소법에 의한 구조물의 해석은 적절한 요소

의 선택과 해석한 결과에 대한 물리적 평가를 쉽게 할 수 있는 모델링 방법이 매우 중요하다. 차량 모델에서도 여러 가지 요소를 사용하여 모델링하게 된다. 즉, 박판의 경우는 셸 요소를, 두꺼운 부재는 솔리드(solid)로, 강도 부재들은 빔(Beam) 요소를 사용하는 등 여러 가지 요소를 사용하여 해석 목적에 맞는 모델을 구성하게 된다. 차량 모델에서 설계 초기의 유한 요소 모델은 시간적·경제적 제약 속에서 매개 변수의 연구를 용이하게 하기 위하여 많은 요소 사용을 통한 모델 단순화가 요구된다.

자동차 구조는 강성을 유지하는 강도 부재로 구성 되어 있으며, 이러한 강도 부재들은 구조적 형상과 강도, 강성을 유지하기 위하여 복잡한 단면들로 구성되어 있다. 또 결합 상태에 따라 결정되는 결합 강성은 차체의 강성(굽힘 및 비틀림), 강도 및 동특성뿐만 아니라 충돌 특성에도 영향을 미치기 때문에 설계 초기 단계에서 단면 특성을 결정하는 것은 대단히 중요하다.

이러한 강도 부재들의 단면 특성 및 결합 상태가 빈번하게 변하는 개념 설계 단계에서 셸 요소를 이용하여 차량 구조의 유한 요소 해석을 하는 경우, 각 변경 단계마다 신속한 대응이 어려울 뿐만 아니라 설계 인자에 대한 특성 변화 예측이 어렵기 때문에 이상화된 빔요소를 사용하는 것이 효율적이라 할 수 있다. 이때 결합부 및 곡선부의 유연성이 고려되지 않는 경우 전체 계의 강성 평가가 최고 50%까지 높게 평가될 수도 있다. 따라서 이러한 오차를 보정하기 위하여 결합부의 유연성을 고려하는 결합부 강성 평가 방법에 대한 많은 연구가 발표되었으며, 현재에도 여러 가지 방법들이 연구 발표되고 있다. 그러나 이들 방법은 대부분 정적인 방법으로 질량에 의한 특성 고려가 부족 할뿐만 아니라 복잡한 해석 절차를 거쳐야 한다^(1,2,5).

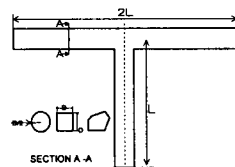
따라서 본 연구에서는 첫째, 곡선부의 대표적인 L자형 및 T자형 결합 부재를 선택하여 셸 요소를 등가 빔 요소로 단순화시킬 경우 오차를 유발시키는 구조적인 인자에 대한 분석을 통하여 결합부의 유연성 적용 타당성을 검토하고 둘째, 집중질량에 의한 모드해석의 결과를 이용하여 오차를 줄일 수 있는 새로운 결합 강성 평가 방법을 제시하였다. 또한 결합 강성을 평가하는 대표적인 방법으로 유효단면법을 이용한 결합 강성평가법, 부재 가상강성법^(3,4), 변형에너지법⁽⁵⁾들 중에서 Kazunori Shimonkakis가 제시한 부재의 가상강성법을 예시하고, 정확도 및 적용의 편의성 측면에서 비교 검토하였다.

2. 곡선 및 결합부재의 셸 모델과 빔 모델의 수치 해석적 검토

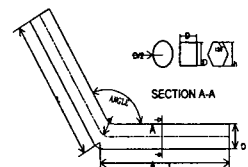
결합강성 문제는 근본적으로 박판 구조의 폐 단면을 빔구조로 변환하고자 할 때 발생하는 것으로서, 이에 영향을 미치는 인자를 파악하기 위하여 Fig. 1과 같은 여러 가지 단면형상을 가진 일반부와 곡선부로 이루어진 L자형 및 일반부와 결합부의 T자형 부재에 대하여 고유진동해석을 수행하였다. 여기에서 고려된 단면형상은 원형, 정사각형, 정육각형, 일반 다각형이며, 단면의 지름, 결합부의 길이, 박판의 두께 및 L자형의 곡선부의 휨 각도 등을 변화시키며 그 경향을 파악하였다. 이들에 대한 사양은 Table 1과 Fig. 1에 표현되어 있다. 이러한 셸과 등가 빔모델 각각에 대하여

Table 1 Configuration of structural analysis model

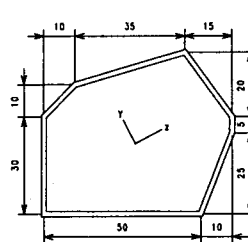
Items \ Model	L-type	T-type	
Length L (mm)	500, 800	800	
Angle θ (degree)	90°, 120°, 150°	-	
Section type	Circular	R = 30, 40, 50, 60, 70	50
	Square	50 × 50	←
	Hexagonal	Refer Fig.1	←
	General	Refer Fig.1	←
Thickness (mm)	0.4 ~ 14.0	←	
Area ratio	3 % ~ 70 %	←	



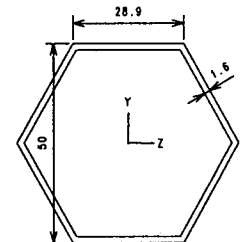
(a) T-Shaped Structure



(b) L-Shaped Structure



(c) General Section



(d) Hexagonal Section

Fig. 1 Typical dimensions and sections of L, T shaped structures

Table 2 Maximum strain energy density
(One side clamped, Length=800 mm)

Model	Mode	Strain energy density (Nmm/mm ³)			
		Thickness (mm) / Area ratio (%)			
		0.5 / 3.92	3.0 / 21.36	10. / 55.55	
L-type Angle =120°	Circular	1st	0.8656	0.0582	0.0244
		2nd	0.8053	0.0700	0.0298
		*1st	166.20	31.830	8.9420
	Square	1st	0.6091	0.0636	0.0199
		2nd	0.3989	0.0696	0.0213
		*1st	38.770	3.3470	0.4930
Hexag- -onal	1st	0.6044	0.0702	0.0218	
	2nd	0.4718	0.0880	0.0274	
	*1st	28.750	4.6960	1.0750	
T-type	Square	1st	0.3176	0.1905	0.0358
		2nd	8.8360	1.3380	0.3010

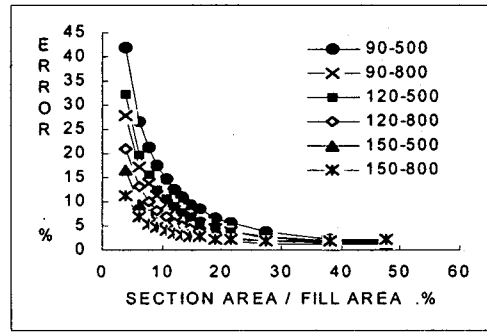
* The data with 1st were obtained by the numerical analysis results with free-free boundary condition.

Table 3 The natural frequencies & errors obtained by 3 models (Length=800 mm, Angle=150, Diameter=50 mm, free-free boundary condition)

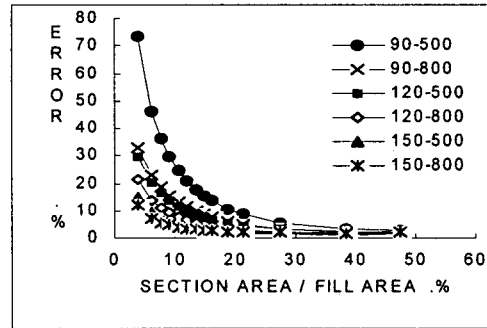
Model	Frequency (Hz)		
	1st mode	2nd mode	3rd mode
Beam	121.67	296.82	347.43
Solid	121.05	294.98	346.67
Shell	119.41	294.78	342.54
Error (%)			
Ref. mode	1st	2nd	3rd
Solid	0.51	0.62	0.22
Shell	1.89	0.69	1.43

고유진동해석을 수행하였다. L자형 부재에 대하여는 한단 자유, 한단 고정인 경우와 양단 모두 자유인 두 가지의 경계조건을 적용하였으며, T자형의 경우는 주 부재인 부재②의 양단을 고정한 조건을 적용하였다. 형상 및 단면 변화에 따른 해석 오차를 Figs. 2~5에 나타냈으며, 무차원 변수로 단면이 꼭 차있다고 가정 한 단면적에 대한 실제 단면적의 비를 선택했다. 이는 빔의 강성을 지배하는 인자가 단면 관성모멘트이고 이 는 단면적과 밀접한 관련이 있기 때문이다.

Figs. 2~5에서 알 수 있듯이, 면적비가 증가함에 따라 결합 형태에 의한 약간의 차이는 있으나 아래



(a) First mode



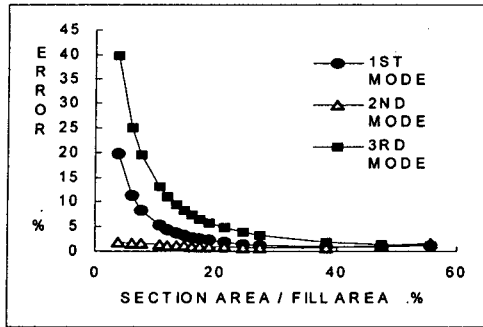
(b) Second mode

Fig. 2 The comparisons of errors of the natural frequencies of L shaped curved structures according to the area ratio of circular section for various lengths and angles (Angle=90°, 120°, 150° / Length=500, 800 mm)

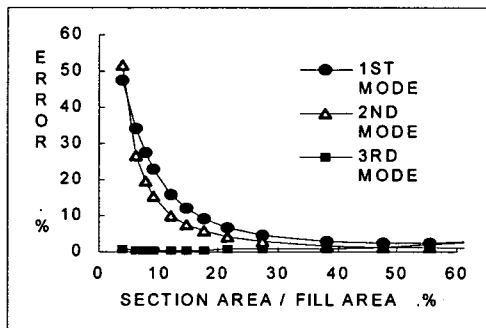
와 같이 단면비를 구분하여 고찰할 수 있다. 즉, 오차가 급격히 감소하는 영역(I)(~25%), 완만한 감소 영역(II)(25~40%), 완만한 증가 영역(III)(40% 이상)으로 나눌 수 있다. 영역(I)은 L자형 곡선부 및 T자형 결합부에 변형에너지가 집중되는 모드에서 현저하게 나타나고 있다. 즉 변형에너지의 집중이 고유의 단면 형상을 변형시켜 빔요소의 고유 특성을 만족시키지 못함으로 발생하게 되고, 단면비의 증가에 대하여 단면 형상 유지도가 급격히 증가되어 오차가 줄고 있는 영역이다. 따라서 이 영역에서는 반드시 어떠한 형태로든 유연성을 고려하여야 한다.

한편 영역(II)에서는 곡선부와 결합부에 집중되는 변형에너지 밀도가 작다(Table 2). 이는 셀 요소에서 어느 정도 흡수 저항할 수 있기 때문에 단면 형상을 유지할 수 있어 등가 빔 요소로 모델링 하여도 해의 수렴도가 높다. 따라서 어느 정도의 오차¹¹⁾(약

$$1) \text{ 오차}(\%) = \frac{|\text{shell 해석 결과} - \text{beam 모델 해석 결과}|}{\text{shell 모델 해석 결과}} \times 100\%$$



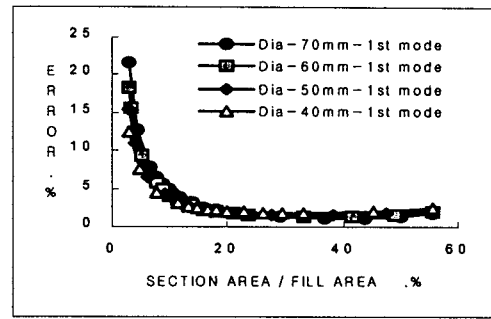
(a) 50×50 mm square section
(Length=500 mm, Angle=150°)



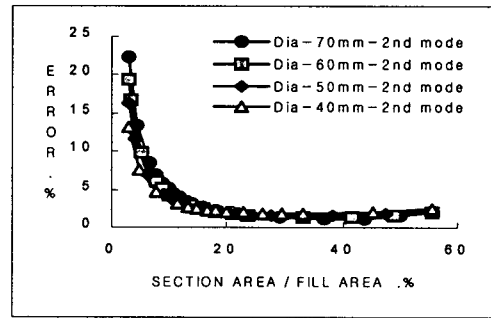
(b) Hexagonal (Height=50 mm)

Fig. 3 The comparisons of errors of the natural frequencies of L shaped curved structures with F.E. models according to the area ratio of sections (Length=800 mm, Angle=150°)

10%)를 감수할 경우 결합부 유연성을 고려하지 않아도 큰 무리는 없다고 생각된다. 영역(III)에서는 두께가 상당히 두꺼운 상태이므로 쉘 요소로 모델링하는 것은 부적절하다고 생각된다. 이 경우 솔리드 요소를 사용하여 비교하는 것이 적절하다 하겠다. Table 3은 그 예를 보여주는 결과중 하나이다. 결합각도, 부재의 길이, 단면의 특성에 대하여 고찰하여 볼 때, Fig. 4에서 나타난 바와 같이 오차율은 각 형상 인자에 따라 약간의 수렴 정도의 차이는 있으나 경향은 유사하게 나타나고 있음을 알 수 있다. 또한 곡선부 구조물에서 단면비 증가에 대하여 모드 천이 현상이 나타나고 있으므로 주의가 요구된다(Table 4). 한편 3차 모드의 경우 부재②의 굽힘모드로 결합 강성에 영향을 받지 않고 있어 오차율이 작고 단면적비의 변화에 대하여 변화가 없다. 결과적으로 쉘 요소를 등가 빔 요소로 해석할 경우 결합 각도에 따라 집중되는 변형에너지에 대한 단면 형상의 유지 정도가 해석 결과의 오차율 크기를 지배한다고 볼 수 있다. 또한 차체의 모델링에서는 박판의 두께가



(a) First mode



(b) Second mode

Fig. 4 The comparisons of errors of the natural frequencies of L shaped curved structures according to the area ratio of circular diameters(Length=800 mm, Angle=150°)

Table 4 The transition points of the mode (Diameter = 50 mm)

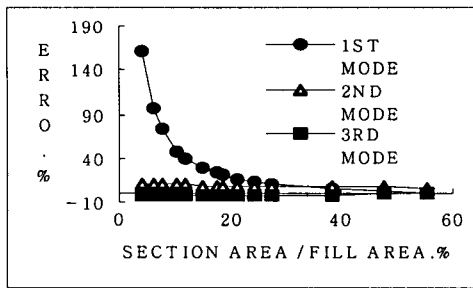
Model		Area ratios (%)	Thickness (mm)
Angle	Length		
90°	500 mm	13.42~14.79	1.8 ~ 2.0
	800 mm	9.16~11.31	1.2 ~ 1.5
120°	500 mm	7.69~ 9.16	1.0 ~ 1.2
	800 mm	3.92~ 6.20	0.5 ~ 0.8

1.0 mm 내외이고 단면비가 10%내로 쉘 구조물을 등가 빔 모델로 단순화할 때 결합부의 유연성을 반드시 보정 하여야 한다.

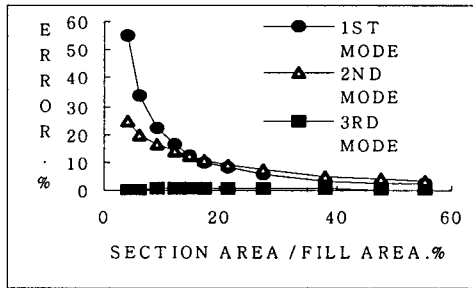
3. 결합강성 평가방법

3.1 부재의 가상 강성법

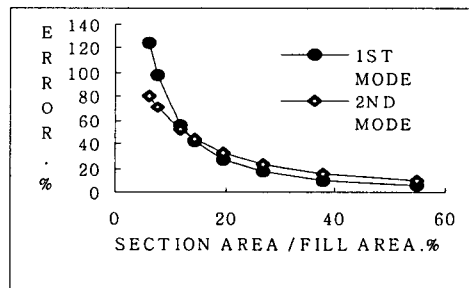
N개의 강도부재로 이루어진 일반적인 결합구조물에서 결합부를 동일 좌표상의 N개의 절점으로



(a) 50×50 mm square



(b) 50 mm diameter



(c) General (Fig.1)

Fig. 5 The comparisons of the frequencies and errors in the T shaped joint structure between beam and shell model according to the area ratio of sections (Length=800 mm)

구성된 탄성체로 간주하면 이 N 개의 절점에 가해지는 모멘트 M 과 회전각 θ 의 관계를 행렬 형태로 표현할 수 있으며 이때 구해지는 관계 행렬 K 를 결합강성 행렬이라 한다⁽⁴⁾.

Fig. 6(a)와 같이 3개의 부재로 구성된 결합 구조물에서 결합부를 3개의 비틀림 스프링으로 대체하는 경우 x, y, z 의 3축 방향 회전모멘트와 회전각의 관계는 식 (1)과 같이 표현된다.

$$\begin{bmatrix} [M_1] \\ [M_2] \\ [M_3] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [k_{11}] & [k_{12}] & [k_{13}] \\ [k_{21}] & [k_{22}] & [k_{23}] \\ [k_{31}] & [k_{32}] & [k_{33}] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [\theta_1] \\ [\theta_2] \\ [\theta_3] \end{bmatrix} \quad (1)$$

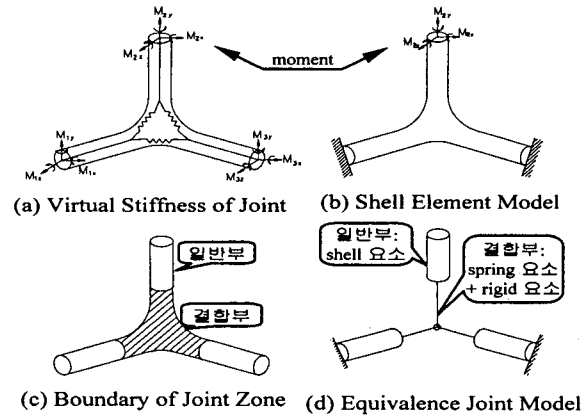


Fig. 6 Joint stiffness evaluation model by Kazonori Shimonkakis

식 (1)에서 $i=1, 2, 3$ 은 부재번호를 나타내며, $[M_i] = [M_{ix} \ M_{iy} \ M_{iz}]^T$, $[\theta_i] = [\theta_{ix} \ \theta_{iy} \ \theta_{iz}]^T$ 을 나타낸다. 식 (1)은 하나의 하중에 대하여 서술된 식으로서, Fig. 6과 같은 경계조건과 하중 조건을 각 부재에 차례로 적용하면 9개의 하중에 의한 경우에 대한 회전 변위 벡터가 얻어지며, 각각의 하중의 경우를 9×9 행렬의 각 행으로 하여 중첩하면 식 (2)와 같이 표현된다.

$$[M_{jk}] = [K_{jl}] [\theta_{lk}] \quad (2)$$

식 (2)에서 $j=1\sim 9$, $l=1\sim 9$ 이며 $k=1\sim 9$ 로서 9개의 하중의 경우에 대응된다. 여기에서 강성행렬 $[K_{jl}]$ 은 각각의 하중의 경우에 대한 강성행렬의 합이 된다. 1번 부재에 x 축 방향의 모멘트를 적용한 경우를 하중 1로하면 $M_{11} = 1$, $M_{jk} = 0$ ($j \neq 1, k \neq 1$), $\theta_{lk} = 0$ ($k \neq 1, l=1\sim 9$)이 된다.

결합구조물을 빔으로 모델링 하는 경우 결합부위에 가상의 스프링을 가정하여 결합부의 영향을 보정하는 방법을 가상 강성법이라 한다. 이러한 가상 스프링의 강성은 셸 모델을 이용하여 회전변위를 구하고, 결합부위를 강체로 표현한 셸 모델로부터 구한 회전변위와의 차이를 이용하여 식 (2)로부터 산출될 수 있다. Fig. 6의 (b)와 같은 3개의 부재로 구성된 결합 구조물에서 가상강성의 산출과정을 살펴보면 다음과 같다. 우선 셸 요소로 구성된 유한요소 모델에서 2개 부재의 끝단을 고정시킨 후 자유단 부재의 선단부에 한 축방향의 단위 모멘트를 가하여 각 부재의 끝 절점에서 하중 k 에 대한 회전각 $[\theta_{lk}]$, $l=1\sim 9$ 를 구한다. 이와 같은 방법으로 부재별 3개의 하중을 각각의 부재에 차례로 적용하면 셸 요소 모

델에서의 9×9 의 회전각 변위 행렬을 얻을 수 있다. 이때 가상의 강성이 부여될 결합부의 경계는 단위 하중에 의하여 유발되는 변형 에너지 밀도를 이용하여 설정할 수 있다. 즉, 셸 요소 모델의 해석으로부터 변형 에너지 밀도가 부재의 길이방향에 대하여 일정하게 유지되기 시작하는 부위를 일반부와 결합부의 경계로 정한다⁽⁶⁾. 그 이유는 결합부의 길이가 결합부 영향을 받는 영역보다 크게 설정되어야 하기 때문이다. 이와 같이 일반부와 결합부와의 경계를 정하고 Fig. 6의 (c)에 표시된 바와 같이 결합부를 강체요소로 표현한 셸 요소 모델을 이용하여 상기 방법과 같이 각 하중별로 단위 모멘트를 적용하여 회전각 $[\Psi_{lk}]$ ($l=1\sim 9, k=1\sim 9$)를 구한다. 여기서 회전각 $[\Psi_{lk}]$ 는 결합부가 강체로 설정되었으므로 결합부를 제외한 일반부만의 회전각을 나타낸 것이다. 이상과 같이 산출된 전체 구조물과 일반부의 회전각을 이용하여 순수한 결합부만의 회전각 $[\Theta_{lk}]$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$[\Theta_{lk}] = [\Phi_{lk}] - [\Psi_{lk}] \quad (3)$$

단위 모멘트를 적용한 경우 식 (2)의 $[M_{jk}]$ 는 단위 행렬 I 가 되므로 식 (3)에서 구한 결과를 식 (2)에 대입하면 다음과 같다.

$$I = [K_{jl}] [\Theta_{lk}] \quad (4)$$

따라서 결합강성 K 는 식 (5)와 같이 얻을 수 있다.

$$K = [K_{lk}] = [\Theta_{lk}]^{-1} \quad (5)$$

여기에서 구한 결합강성 $[K_{lk}]$ 는 Fig. 6의 (d)와 같이 각 부재의 교차점에 가상의 비틀림 스프링을 위치시키는 경우 이 스프링의 강성을 나타낸다.

3.2 집중 질량에 의한 모달 해석을 이용한 결합 강성 평가법

본 연구에서 제시하는 집중 질량을 이용한 결합강성 평가법은 결합부를 하나의 계로 보고 Fig. 7과 같이 셸모델과 빔모델의 주축에 대한 강성을 주파수와 질량을 사용하여 계산한다. 또한 이들 모델을 독립적으로 처리하여 강성 측면에서 상호 비교 보완하는 방법을 기본으로 한다. 우선 수치적 비교 모델로 선정된 간단한 T자형 결합구조물에서 결합 강성이 관여하는 주된 3개의 회전방향 자유도만을 고려하여, 이들을 각각의 독립된 자유도로 가정하면 비틀림 강성(torsional stiffness)과 회전관성 모멘트

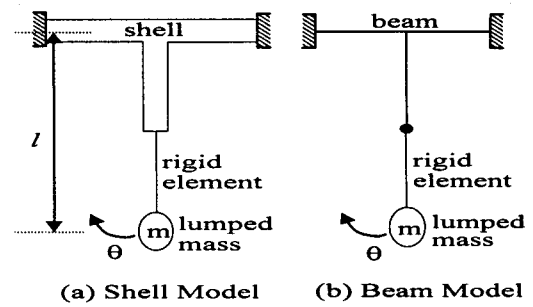


Fig. 7 Joint stiffness evaluation model using normal modes analysis

(torsional moment of inertia)로 이루어진 1자유도계로 생각할 수 있으며, 운동방정식은 다음과 같다.

$$I^2 m \ddot{\theta} + k_t \theta = 0 \quad (6)$$

식 (6)으로부터 구조물의 고유 진동수는 다음과 같이 기술된다.

$$f = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_t}{m I^2}} \quad (7)$$

$$k_t = (2\pi f)^2 m I^2 \quad (8)$$

따라서 결합구조물의 셸 모델과 빔 모델의 모드 해석결과와 식 (8)을 이용하여 각 모델의 비틀림 강성을 산출할 수 있으며, 이들의 차이에 상응하는 스프링 요소를 이용해 빔 모델에 결합부 유연도(flexibility)를 부여할 수 있다. 본 연구에서는 이러한 접근방법을 집중 질량 계의 모드 해석을 이용한 새로운 결합강성 평가법으로 제시하고자 한다. 여기서 T자형 결합구조물에서 결합강성 평가를 생각하면 T자형 결합 구조물에서 Fig. 7의 (a), (b)와 같이 셸요소와 빔요소로 모델링한 결합구조의 한쪽 부재로부터 임의의 거리에 상대적으로 큰 질량을 강체보(rigid bar)를 이용하여 위치시킨다. 이때 부재의 질량을 무시하고 고유진동해석을 하는 경우 다음과 같이 각각의 비틀림 강성(k_t)을 식 (8)로부터 산출할 수 있다.

$$k_t = (2\pi f_i)^2 m I^2 \quad (9)$$

여기서 하첨자 i 는 주축의 세 방향을 나타내고 l 은 질량 위치점부터 결합부까지의 거리를 나타낸다. Fig. 7(b)의 강결합 빔 모델을 식 (9)로부터 얻어진 강성을 갖는 스프링로 치환하고 결합부 유연성 보정을 위한 스프링을 추가하는 경우 2개의 스프링이 직렬 연결된 시스템으로 생각할 수 있다. 따라서 결합

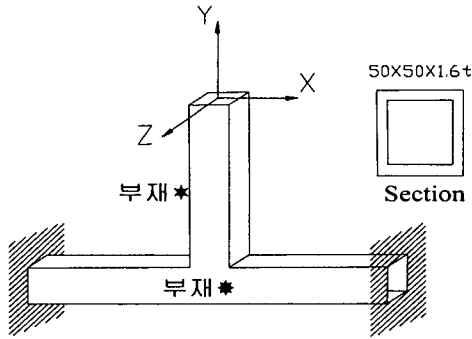


Fig. 8 A sample model of T shaped joint structure

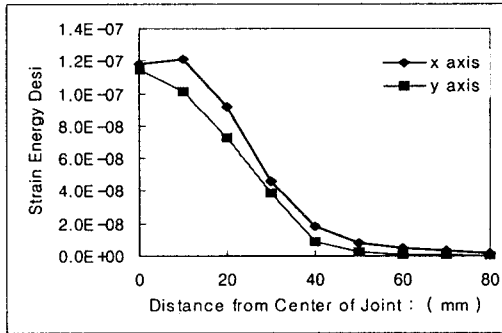


Fig. 9 Strain energy density for T shaped joint structure (Dimension : Length=800 mm, Section=50 × 50 × 1.6 t)

부 강성 $k_{joint(i)}$ 는 x, y, z 의 세방향 비틀림 강성을 갖고 있으며 Fig. 7(a)의 셸 모델에서 구한 결합강성 $k_{shell(i)}$ 과의 관계는 식 (10)과 같이 표현될 수 있다.

$$\frac{1}{k_{shell(i)}} = \frac{1}{k_{joint(i)}} + \frac{1}{k_{beam(i)}} \quad (10)$$

여기서 $k_{shell(i)}$ 와 $k_{beam(i)}$ 는 각각 Fig. 7(a)와 (b)의 모델 해석결과를 이용하여 계산된 비틀림 강성이다. 따라서 빔 요소 모델링시 고려되어야 할 결합부 강성 $k_{joint(i)}$ 는 식 (11)과 같이 표현된다.

$$k_{joint(i)} = \frac{k_{beam(i)} \cdot k_{shell(i)}}{k_{beam(i)} - k_{shell(i)}} \quad (11)$$

식 (11)에서 구한 세 방향의 회전 결합부 강성을 등가 빔 모델에 적용할 때 회전 스프링으로 연결되며, 병진 (u_x, u_y, u_z) 3 방향 자유도는 상대적 변위가 발생하지 않도록 상호 절점간의 자유도를 구속하여야 한다. 또한 결합강성의 적용방향은 모드의 주축 방향을 지역 좌표계로 설정하여 사용하게 된다.

3.3 가상 강성법 및 모달 해석을 이용한 방법의 수치 해석적 비교 검토

본 해석에서는 자동차 차체의 비-필라(B-Pilla) 상·하부 결합구조물과 유사한 T형 구조물로서 정사각 단면과 임의의 일반단면을 선정하였으며 각 재원은 Table 1과 Fig. 1에 표시되어 있다. 먼저 가상 강성 평가법에서 결합부의 길이를 선정하기 위하여 Fig. 8과 같은 T자형 결합 구조물의 변형에너지 밀도의 변화를 고찰하여 보면 Fig. 9와 같다. 변형 에너지 밀도의 변화가 큰 구간까지를 결합부로, 변형 에너지 밀도의 변화가 작은 구간부터 일반부로 추정할 수 있는데 Fig. 9와 같이 경향이 뚜렷하게 나타나 있음을 알 수 있다. Fig. 9에서 부재 ①(y축 방향)은 결합부 중심에서 50 mm 까지, 부재 ②(x축 방향)는 60 mm 까지 결합부로 설정 할 수 있다고 생각된다. 본 연구에서는 결합부 길이 선정에 따른 영향을 파악하기 위하여 결합부의 길이가 60 mm부터 75 mm, 100 mm, 450 mm까지 각 경우에 대하여 결합부 강성평가와 고유진동 해석을 수행하였고, 정적 변형은 가상강성법의 고유치 오차가 가장 작은 60 mm 결합부에 대하여만 수행하였다. 셸 모델을 중심으로 강결합 빔 모델, 집중 질량에 의한 모달 해석 방법, 가상 강성법을 비교하여 그 결과를 Table 5와 6에 나타냈다.

Table 5와 6에 나타난 바와 같이 1, 2차 모드는 결합부 유연성을 고려한 해석 결과, 2가지 방법 모두 셸 모델의 해에 근사하게 접근하나 결합부 유연성을 무시한 빔 요소 모델의 경우 큰 오차가 발생함을 알 수 있다.

따라서 저차 모드와 정적 강성에 대한 차체 해석 빔 모델을 구성할 때 결합부 유연성을 고려하지 않을 경우 상당히 큰 오차를 유발할 수 있다. 또한 결합부의 길이가 큰 경우 ②부재 차체의 고유 모드인 3, 4차 모드가 발생되지 않으며 그 이유는 결합부의 길이 만큼 강체로 표현되어 그 부위가 지배적 거동을 하는 모드를 나타낼 수 없기 때문이다. 따라서 결합 강성 평가시 결합부의 길이를 비정상적으로 크게 설정하지 않도록 주의하여야 할 필요가 있다. 집중 질량에 의한 모달 해석법을 이용한 경우는 Table 5와 6에서 나타난 바와 같이 저차 모드 뿐만 아니라 고차 모드에서도 정도가 높을 뿐만 아니라 Fig. 7의 집중 질량 점에 힘이 작용할 때의 강성으로 하는 정적해석 결과에서도 가상 강성법 보다 정확하며, 셸 모델에 상당히 근접하고 있음을 알 수 있다. 또한 가상 강성 평가법의 복잡한 해석 절차와 임의의 길

Table 5 Joint stiffness data of T type structure with square section (Dimension : $L=800$ mm, Section = 50×50 mm², $t=1.6$ mm)

Joint stiffness comparison (N/mm)								
Classification	Joint length	$K_x (\times 10^7)$	$K_y (\times 10^8)$	$K_z (\times 10^8)$	Joint length	$K_x (\times 10^7)$	$K_y (\times 10^8)$	$K_z (\times 10^8)$
Modal parameter	0	2.628	3.908	978.7	-	-	-	-
Virtual stiffness method	T-60 mm	2.241	2.878	2.085	T-100 mm	2.166	2.426	1.836
	T-75 mm	2.211	2.515	2.085	T-450 mm	1.718	1.586	1.311

Natural frequency and static stiffness												
Model	Joint length (mm)	Analysis method	Natural Freq. and static stiffness(Hz, mm/N)					Error ratio (%)				
			1st mode STIFF.X	2nd mode STIFF.Y	3rd Mode	4th Mode	5th Mode	1st mode STIFF.X	2nd mode STIFF.Y	3rd mode	4th mode	5th mode
Shell	-	Modal	28.78	65.02	92.72	122.15	365.89	-	-	-	-	-
		Static	0.0114	0.0492	-	-	-	-	-	-	-	-
Rigid	-	Modal	39.64	71.25	91.41	123.32	367.39	37.73	9.57	1.41	0.96	0.41
		Static	0.0095	0.0255	-	-	-	16.66	48.22	-	-	-
Modal parameter	-	Modal	28.24	64.77	91.41	121.31	367.40	1.87	0.40	1.41	0.069	0.41
		Static	0.0116	0.498	-	-	-	1.75	0.54	-	-	-
Virtual stiffness method	60	Modal	27.75	64.89	107.63	144.28	366.67	3.58	0.21	16.08	18.12	0.21
		Static	0.0096	0.0511	-	-	-	15.79	3.76	-	-	-
	75	Modal	27.67	63.79	108.74	145.54	370.43	3.85	1.90	17.28	19.15	1.24
		100	Modal	28.08	64.41	116.40	156.38	375.71	2.43	0.94	25.54	28.02
450	Modal	28.09	64.53	-	-	352.48	2.40	0.76	-	-	3.67	

Table 6 Joint stiffness data of T type structure with general section (Dimension : $L=800$ mm, Section = Fig 1-(d), $t=1.6$ mm)

Joint stiffness comparison (N/mm)				
Classification	Joint length	$K_x (\times 10^7)$	$K_y (\times 10^8)$	$K_z (\times 10^8)$
Modal parameter	0	1.793	6.223	48.857

Natural frequency and static stiffness													
Model	Joint length (mm)	Analysis method	Natural Freq. and static stiff.(Hz, mm/N)					Error ratio* (%)					
			1st mode Stiff.X	2nd mode Stiff.Y	3rd mode	4th mode	5th mode	1st mode Stiff.X	2nd mode Stiff.Y	3 mode	4 mode	5 mode	
Shell	-	Modal	26.27	47.53	84.22	132.10	342.31	-	-	-	-	-	
		Static	0.02438	0.06508	-	-	-	-	-	-	-	-	
Rigid	-	Modal	40.88	72.04	83.74	133.42	351.78	55.6	51.56	0.6	1.0	0.8	
		Static	0.01036	0.02642	-	-	-	57.5	59.4	-	-	-	
Modal parameter	-	Modal	Model 1	26.058	47.47	83.60	131.51	344.65	0.8	0.1	0.7	0.4	0.7
			Model 2	26.056	47.48	83.60	131.52	344.75	0.8	0.1	0.7	0.4	0.7
		Static	Model 1	0.02064	0.06211	-	-	-	15.0	4.5	-	-	-
			Model 2	0.02255	0.06375	-	-	-	7.5	2.0	-	-	-

$$\text{Error ratio} = \frac{|\text{Shell Model 결과} - \text{Beam Model 결과}|}{\text{Shell Model 결과}}$$

Model 1 : Global X,Y,Z axes에 대한 spring element 적용
 Model 2 : Principal X,Y,Z axes에 대한 spring element 적용

이 선정 등이 배제되어 간편성이 있다.

4. 결 론

본 연구에서 곡선 및 결합 부재의 거동 및 결합 강성 산출 방법에 대한 연구는 단면 및 구조물의 형

상 변화에 대한 수치 해석적 평가 결과와 결합 강성 산출 방법에 대한 고찰 결과로 아래와 같은 결론을 얻을 수 있다.

(1) 결합부의 각도, 길이, 단면의 형상등에 대하여 오차율은 면적비에 대하여 약간의 정도차는 있으나 유사한 경향을 가지고 있음을 알 수 있으며, 셸 구

조물을 빔요소를 사용하여 모델링 하는 경우 단면적비가 25% 이하에서는 오차가 클 뿐만 아니라 변화율 또한 민감한 반응을 나타낸다. 따라서 차량의 B.I.W의 경우 단면적비가 약 15%이내로 빔 모델을 사용하여 단순화 할 때 곡선 및 결합부의 유연성을 반드시 고려하여야 한다.

(2) 부재의 가상 강성법에서 결합부의 길이를 크게 할 경우 부재 자체의 고유 모드를 나타낼 수 없었으나 집중 질량 계의 모드 특성을 이용한 부재의 강성 평가법은 결합부 크기와 관계없이 적용시킬 수 있었다. 또한 동특성 및 정적인 특성 평가에 있어서 부재의 가상강성 평가법은 저차 모드에서 셀 모델의 결과에 근접하나 정확도 측면에서 집중 질량에 의한 모드 해석법을 이용한 강성 평가법이 보다 우수하고, 해석의 절차 또한 기타 방법 보다 편리하다고 판단된다.

따라서 결합구조물의 결합부에 대한 유연성을 보정할 경우, 편이성 및 정확도 측면에서 부재의 가상 강성법보다 본 연구에서 제시된 집중 질량에 의한 모드 해석을 이용한 결합 강성평가법을 적용하는 것이 보다 효과적이라 할 수 있다.

참 고 문 헌

- (1) Toshiaki Sakurai, 1998, "Structural Joint Stiffness of Automotive Body," SAE Paper No. 880550.
- (2) Chang, D. C., 1974, "Effects of Flexible Connections on Body Structure Response," SAE Paper No. 740041.
- (3) 下牧 和則, 1990, "車體 構造における 結合 剛性 Part 1: It's Evaluation," 自動車技術會論文集, No. 43.
- (4) 片土 哲史, 1990, "車體 構造における 結合 剛性 Part 2: Joint Stiffness of L-, T-, Y-type Joints," 自動車技術會論文集, No. 43.
- (5) 김윤영, 1993, "박스 보 T형 조인트의 강성 평가에 관한 연구," 자동차공학회지, pp. 377~384.
- (6) 허덕재, 김병곤, 최석환, 1994, "CAE를 이용한 대형 상용차 배기계의 구조적 특성에 관한 연구", 자동차공학회 춘계학술대회, pp. 413~432.
- (7) 허덕재, 최석환, 1995, "L, T 형상 결합 구조물의 동적 거동에 관한 고찰", 자동차공학회 학술강연 초록집, pp. 14~19.