

**SMART형 UO₂ 핵연료의 판형 홀다운스프링 집합체
탄성강성 해석**

**Elastic Stiffness Analysis on the Leaf Type Holddown Spring
Assembly of UO₂-based SMART Fuel**

송기남, 김형규, 문경호, 김대환
한국원자력연구소
대전광역시 유성구 덕진동 150

송치훈
인턴연구원

요 약

여러 개의 판 스프링이 중첩되어 있는 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성을 보다 정확하게 예측할 수 있도록 판 스프링 사이의 마찰을 고려할 수 있는 탄성강성식을 유도하였으며 아울러 판 스프링들 사이의 접촉면을 접촉요소로 모델링하여 스프링집합체의 탄성강성을 예측할 수 있는 유한요소 해석기법을 개발하였다. 유도한 탄성강성식으로부터의 탄성강성과 스프링집합체의 시편들에 대한 특성시험 결과와 비교한 결과, 유도한 탄성강성식은 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성을 해석모델의 오차범위 내로 예측하고 있다. 또한 개발된 유한요소 해석기법도 탄성강성을 잘 예측하고 있다.

Abstract

An elastic stiffness formula to estimate the elastic stiffness of the holddown spring assembly consisting of several leaves more closely to test results has been derived, where the friction force on the interfaces between the leaves is considered. The elastic stiffness from the formula is compared with that from the characteristic test on several kinds of specimens of leaf springs. As a results of comparisons, the formula is found to be able to estimate the elastic stiffness of the holddown spring assembly within the inherent error range of the formula. In addition, the finite element models using contact elements between the leaf springs have been established, which are found to be able to estimate the elastic stiffness of the holddown spring assembly.

1. 서론

웨스팅하우스(W)형 경수로의 핵연료집합체 최상단에는 여러 개의 판 스프링들이 중첩된 홀다운스프링 집합체가 부착되어 있다. 홀다운스프링 집합체의 기능은 중성자 조사(Neutron irradiation)에 의한 핵연료집합체의 조사 성장(Irradiation growth)과 핵연료집합체 구조물간의 열팽창 차이 등을 수용하면서도 노심 운전 중에 냉각수 유동력에 의해 핵연료집합체가 원자로 하부 노심판으로부터 부양되는 것을 억제할 수 있도록 충분한 홀다운력으로 핵연료집합체 상단을 누르는 것이다.[1,2] 그런데 홀다운스프링 집합체의 탄성강성이 홀다운력을 평가하는데 가장 중요한 파라미터임에도 불구하고 판 스프링의 형상이 기하학적으로 다소 복잡하고 또한 여러개의 판 스프링이 중첩되어 있어서 탄성강성을 해석적으로 예측하는 것이 용이하지 않았다. 근래에 외국의 핵연료 설계회사에서는 판 스프링에 대한 특성시험결과를 이용하여 판 스프링 각각에 대한 경험적인 탄성강성식을 고안하여 홀다운스프링 집합체의 설계에 사용하고 있으나[2,3] 이러한 경험식은 판 스프링의 치수나 형상이 바뀔 경우에는 사용할 수 없을 뿐만 아니라 스프링집합체의 탄성강성 평가시에 판 스프링들 간의 interface에서 발생하는 마찰의 영향을 별도의 보정계수로 고려해야만 하는 단점이 있다. 따라서 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성을 판 스프링의 기하학적 형상자료와 스프링 재질의 물성치만으로 평가할 수 있는 일반적인 방법, 즉 해석적으로 유도한 탄성강성식이나 유한요소법을 이용한 수치적 해석기법 등을 개발하면 판형 홀다운스프링 집합체의 설계 및 설계변경 그리고 핵연료의 홀다운력 평가 등에 유용하게 사용될 수 있다.

본 연구에서는 Euler보 이론과 변형률 에너지법에 근거하고 판 스프링들의 하중작용점에서 마찰력을 고려하여 판형 홀다운스프링 집합체에서 탄성강성을 계산할 수 있는 탄성강성식을 유도하였고, 여러 종류의 판 스프링 시편들에 대한 특성시험을 수행하고 얻은 시험결과를 해석결과와 비교하였다. 또한 판 스프링간의 접촉면을 접촉요소로 모델링한 유한요소 해석기법을 개발하고 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성을 수치해석적으로 예측할 수 있는 해석모델을 제안하였다.

2. 본 론

2.1 이론해석적 탄성강성식 유도

그림 1~3은 판 스프링의 길이방향으로 스프링의 너비가 균일하게 감소하는 TW-HDS의 개략도와 TW-HDS의 탄성강성식을 해석적으로 유도하기 위해 편의상 분할한 판 스프링의 구간 영역(영역 I~V)에서의 자유물체도를 예로 나타낸 것이다. (스프링의 두께가 균일하게 감소하는 TT-HDS에서의 탄성강성식 유도과정도 TW-HDS와 유사하므로 본 란에서는 기술을 생략함 ; 상세 유도과정은 참고문헌[4] 참조)

판형 홀다운스프링 집합체에서의 탄성강성식은 자유물체도에서의 평형조건과 탄성 변형을 에너지법으로부터 유도하며, 그 유도과정은 다음과 같다. 첫째, 그림 2와 그림 3의 자유 물체도에서 마찰을 고려한 평형조건을 이용하여 얻은 판 스프링 각구간 영역에서의 굽힘 모멘트, 전단력, 축력 등의 분포와 단면 2차 모멘트, 단면적 등을 이용하여 판 스프링에서 전체 변형을 에너지를 계산한다. 둘째, 카스틸리아노의 정리를 이용하여 판 스프링의 외부하중 작용점 및 반력 작용점에서 변위를 구한다. 셋째, 판 스프링들의 반력 작용점에서 변위에 대한 구속조건을 적용하여 정리하면 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성식을 얻을 수 있다. 이를 단계별로 정리하면 다음과 같다.

2.1.1 판 스프링에서 전체 변형을 에너지

판형 홀다운스프링 집합체가 외부하중(F)을 받아 변형될 때 판 스프링들 사이의 접촉 경계면에는 법선방향의 반력과 접선방향의 마찰력이 작용하고 있다. 외부하중, 반력(F_R) 그리고 마찰력에 의한 평형조건으로부터 얻은 판 스프링 내부에서의 굽힘 모멘트, 전단력 및 축력 등을 이용하면 n 번째 판 스프링에서 전체 변형을 에너지(U_n)는 다음과 같이 표현된다.[5]

$$U_n = \int \frac{M^2}{2EI} ds + \int \frac{F^2}{2AE} ds + \int \frac{r^2}{2G} dv \quad (1)$$

여기서 판 스프링 단면(직사각형)에서의 전단응력의 분포는 단면에서의 전단력(V)으로부터 다음과 같이 표현된다.[5]

$$\tau = \frac{V}{2I} \left[\left(\frac{t_x}{2} \right)^2 - y_1^2 \right] \quad (2)$$

2.1.2 하중에 의한 변위

최상단 판 스프링에 대한 외부하중과 반력에 의한 변위는 카스틸리아노의 정리[5]를 이용하면 다음과 같이 표현된다.

$$\delta_{1F} = \frac{\partial U_1}{\partial F} = AA_1 F - AB_1 F_R, \quad \delta_{1F_R} = \frac{\partial U_1}{\partial F_R} = -AB_1 F + BB_1 F_R \quad (3)$$

그림 3의 반력(F_R^*) 작용점에서 둘째, 셋째 판 스프링에서 하중(반력) 방향으로의 변위는 다음과 같이 표현된다.

$$\delta_{2F_R} = \frac{\partial U_2}{\partial F_R} = BB_2 (F_R - F_{R2}), \quad \delta_{3F_{R2}} = \frac{\partial U_3}{\partial F_{R2}} = BB_3 F_{R2} \quad (4)$$

2.1.3 각 판 스프링에서 변위에 대한 구속조건

판형 홀다운스프링 집합체가 외부하중을 받아 변형될 때 판 스프링들의 접촉 경계면에서 법선 방향으로의 변위들은 다음과 같이 구속된다.

$$\delta_{1F_R} = -\delta_{2F_R}, \quad \delta_{2F_R} = \delta_{3F_{R2}} \quad (5)$$

2.1.4 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성식

판형 홀다운스프링 집합체에서 탄성강성(K_{oss})은 식(3) 및 식(4)의 변위식과 식(5)의 구속조건을 이용하여 정리하면 다음과 같이 표현된다.

$$K_{oss} = \frac{F}{\delta_{1F}} = \frac{1}{AA_1 - \frac{AB_1^2}{BB_1 + \sum_{i=2}^n \frac{1}{BB_i}}} \quad (6)$$

식(6)에서 δ_{1F} 는 최상단 판 스프링의 외부하중 작용점에서 변위, 즉 판형 홀다운스프링 집합체의 변위를 나타내며 AA_1 , AB_1 , BB_1 및 BB_i 등의 계수들은 판 스프링의 기하학적 형상과 판 스프링 재료의 물성치 그리고 마찰계수 등의 함수

로 표현된다.[4]

2.2 판형 홀다운스프링 집합체의 특성시험

본 연구에서는 국산 핵연료에 사용되고 있는 17×17형 TT-HDS 그리고 국산 TT-HDS와 동일한 설계공간 내에 있도록 고안된 TW-HDS 등 2종의 판형 홀다운스프링 집합체 시편을 준비하여 특성시험을 수행하였다. 특성시험에서는 판스프링 사이에 작용하는 마찰력이 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성에 미치는 영향을 조사하기 위해 TT-HDS 및 TW-HDS 각각에서 판스프링이 1개, 2개, 3개 등으로 구성된 홀다운스프링 집합체 시편을 각 5세트씩 준비하였다. 여기서 판스프링이 1개로만 구성된 시편에서는 마찰력이 작용하지 않는 경우의 시험자료를, 그리고 판스프링이 2개, 3개로 구성된 경우에는 판스프링 사이에서 마찰력이 작용하고 있는 경우의 시험자료를 얻을 수 있었다.

특성시험에는 재료시험기를 이용하였고 특성시험에서 얻은 하중-변위 곡선의 탄성영역 시험자료를 curve fitting하여 탄성강성을 구하였다.

2.3 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성식 평가

그림 4와 그림 5는 각각 TW-HDS 및 TT-HDS 시편에 대하여 식(6)의 탄성강성식으로부터 얻은 탄성강성과 특성시험결과에서 얻은 탄성강성을 비교한 것이며 다음의 3가지 사실을 관찰할 수 있다. 첫째, 판스프링이 1개로만 구성된 경우에는 마찰력에 의한 영향이 없으며 식(6)의 탄성강성식으로부터 추정된 탄성강성과 시험에서 얻은 탄성강성과의 비가 약 1.10 정도임을 보이고 있다. 그런데 이 오차는 식(6)의 탄성강성식 모델에서 가정한 판스프링 기저부의 구속조건과 실제 스프링 특성시험조건과의 차이—탄성강성식 모델에서는 모든 변위가 구속되는 완전 구속조건(Ideal clamped support)을 적용한 반면에, 스프링 특성시험에서는 스프링이 나사로 체결되어 있어서 screw의 flexibility가 있고 또한 screw와 판스프링의 screw hole사이에 존재하는 간극에서 미소한 미끄러짐이 발생함으로써 어느 정도의 회전변위가 발생할 수 있는 것—에 기인하는 것으로 볼 수 있다. 따라서 식(6)의 탄성강성식으로부터 추정된 탄성강성이 시험치보다 약 10% 정도 큰 것은 탄성강성식 모델에 내재된 해석모델 오차로 추정할 수 있다. 둘째,

마찰력을 적절하게 고려하지 않았던 예전의 탄성강성식[6]은 판 스프링 개수가 증가할수록 시험결과와의 차이가 15%정도까지 증가하는데 비하여 식(6)의 탄성강성 추정치는 시험결과와 약 11~12%정도의 차이를 보이고 있다. 따라서 본 연구의 탄성강성식은 판 스프링 사이에 작용하는 마찰력의 영향을 어느 정도 적절하게 반영하고 있다. 셋째, 2개 이상의 판 스프링으로 홀다운스프링 집합체를 구성하는 경우에 식(6)의 탄성강성식으로부터 예측한 탄성강성이 탄성강성해석 모델에 내재된 오차범위를 1~2% 상회하고 있다. 이것은 실제 스프링 특성시험과정을 관찰하여 보면 명확해진다. 즉, 스프링 집합체가 변형될 때에 판 스프링 사이에서 미끄러짐이 발생하고 외력에 의한 일(Work)의 일부가 마찰에너지로 소진되는데 비하여 식(6)의 탄성강성식 모델에서는 외력에 의한 일이 모두 변형을 에너지로 변환되는 것으로 가정하였기 때문이다. 즉, 미끄러짐이 발생할 경우 궁극적으로 스프링의 변위(δ_{1F})가 증가하여 탄성강성을 작아지게 하는데 반하여 식(6)의 탄성강성식에서는 이를 무시하여서 실제보다 탄성강성을 크게 하기 때문에 추정된다. 향후 이에 대한 고려와 함께 식(6)의 탄성강성식에 대한 보완이 이루어져야 할 것으로 사료된다.

2.4 유한요소해석

그림 6과 그림 7은 ANSYS[7]의 SHELL63을 이용하여 각각 모델링한 TT-HDS와 TW-HDS의 유한요소모델을 나타낸다. 표 1은 TT-HDS 및 TW-HDS에 대하여 식(6)의 탄성강성식과 유한요소해석에서 구한 탄성강성을 비교한 것이다. SHELL63을 이용한 유한요소모델에서 판 스프링 1개로만 구성된 경우는 스프링 간의 접촉을 고려할 필요가 없지만, 판 스프링이 2개 및 3개로 구성된 경우 판 스프링들 간의 접촉에 의한 미끄러짐을 고려하기 위하여 하중이 작용하는 위치의 절점변위들을 하중방향으로만 coupling하는 기법을 사용하였다. 표 1에서 보면 식(6)의 탄성강성식과 유한요소해석으로부터의 탄성강성값의 오차는 5%이내의 범위에서 잘 일치하고 있으며, 특히, 판 스프링 개수가 늘어남에 따라 미끄러짐일수록 오차가 작아짐을 알 수 있다. 이것은 앞의 2.3에서 논의하였듯이 마찰에 의한 일의 소산이 유한요소모델에서는 어느정도 고려되고 있으나 탄성강성식에서는 고려하지 않았기 때문에 추정된다.

그림 8과 그림 9는 ANSYS의 SOLID45를 이용하여 각각 모델링한 TW-HDS와 TT-HDS의 유한요소모델을 나타낸다. 판 스프링 2개 및 3개로 구성된 경우는 접촉에 의한 미끄러짐을 고려하기 위하여 접촉면(F_R 이 작용하는 부위)에 접대 면 접촉요소(CONTACT 49)를 사용하였다. 또한, 접촉면에서 마찰계수는 "steel on steel"에서 마찰계수($\mu=0.2$)[8]를 사용하였다. 표 1에서 보면 Shell63요소 해석결과와 마찬가지로 식(6)의 탄성강성식과 유한요소해석으로부터의 탄성강성값의 오차는 5%이내의 범위에서 잘 일치하고 있다. 특히, 판 스프링 개수가 늘어나는 복합 미끄러짐일수록 오차가 작아짐을 알 수 있다. 이것은 앞의 SHELL63요소와 마찬가지로 마찰에 의한 일의 소산이 유한요소모델에서는 어느 정도 고려되고 있으나 탄성강성식에서는 고려하지 않았기 때문으로 추정된다.

이상의 결과로부터 탄성강성을 예측함에 있어 실제 접촉면에서의 미끄러짐을 고려하기 위하여 coupling하거나 접촉요소를 사용한 유한요소 해석기법은 이론해석적인 방법인 탄성강성식과 더불어 홀다운스프링 집합체의 설계 및 설계 변경 시 홀다운력 평가에 유용하게 이용될 수 있다.

3. 결 론

Euler보 이론과 변형을 에너지법에 근거하여 마찰력을 고려할 수 있게 유도한 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성식으로부터 예측한 탄성강성과 여러 종류의 판 스프링 시편들에 대한 특성시험을 수행하여 얻은 시험결과들을 비교/분석하고, 또한 ANSYS의 접촉요소를 사용한 해석모델로부터 구한 탄성강성을 비교/분석한 결과는 다음과 같다.

1. 특성시험결과와 비교한 결과, 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성식에 내재된 오차는 약 10% 정도이며 이는 판 스프링을 Euler보로 가정하고 판 스프링 기저부가 완전구속된다고 가정하여 유도된 탄성강성식 모델에 내재된 오차로 추정된다.
2. 판 스프링 사이의 접촉 경계면에서 마찰력을 고려하여 유도된 탄성강성식으로부터의 탄성강성은 특성시험에서 구한 탄성강성과 약 11~12%정도 벗어나고 있고 이는 탄성강성식 모델의 오차 크기와 비슷하여서 본 연구에서의 탄성강

성식은 판 스프링 사이의 마찰력을 적절하게 고려한 것으로 판단된다.

3. 판 스프링의 반력 작용면을 접촉요소로 모델링한 유한요소 해석기법으로부터 구한 탄성강성이 탄성강성식으로부터의 값들과 잘 일치하고 있어서 향후 본 연구의 유한요소 해석기법은 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성 예측에 이용될 수 있다.

후 기

본 연구는 과학기술부의 원자력연구개발사업의 일환으로 수행되었음.

참 고 문 헌

- (1) Song Kee-Nam and Kunz, 1987, *Fuel Assembly Mechanical Design Manual*, KWU Work Report, U6 312/87/e326, Kraftwert Union, Erlangen, Germany.
- (2) 임정식외 1인, 1995, "핵연료집합체 Holddown spring 특성해석," 원자력학회지, 제27권, 제5호, pp. 803~810.
- (3) Paul J. Sipush, 1984, *PWR Fuel Rod Design and Fuel Assembly Design: Lecture Notes*, Daejeon.
- (4) 송기남외 5인, "SMART용 UO_2 핵연료 부품의 구조건전성 평가," KAERI/TR-1265/99.
- (5) Crandall, S. H. et al., 1972, *An Introduction to the Mechanics of Solids*, 2nd ed, McGraw-Hill, Tokyo, pp. 21~25, pp. 108~119, pp. 432~443, pp. 545~550.
- (6) 송기남외 4인, 1998, "너비감소 판형 홀다운스프링 집합체의 탄성강성도 특성해석 및 평가 방법 보정," 한국원자력학회 '98 춘계 학술대회 논문집(II), pp. 169~174.
- (7) ANSYS Manual Ver. 5.3.
- (8) Fuller, D. D., 1987, *Standard Handbook for Mechanical Engineers*, section 3-2:Friction, McGraw-Hill, NY, 9th ed, pp.3-25, edited by Avallone, E. A. and Baumeister III, T.

표 1. 탄성강성식과 유한요소해석의 탄성강성 비교

스프링 형태	관 계 수	탄성강성도 (N/mm)		Ratio			
		FEM		탄성 강성식 ($C_{u+0.2}$)	A/B	A/ $C_{u+0.2}$	B/ $C_{u+0.2}$
		Shell 모델 (A)	Solid 모델 ($\mu=0,2$) (B)				
TT-HDS	1	30.27	30.20	29.02	1.002	1.043	1.041
	2	61.68	60.05	59.26	1.027	1.041	1.013
	3	91.20	87.98	89.50	1.037	1.019	0.983
TW-HDS	1	32.26	32.17	31.92	1.002	1.011	1.008
	2	64.95	63.55	63.93	1.022	1.016	0.994
	3	96.17	93.81	96.36	1.025	0.998	0.974

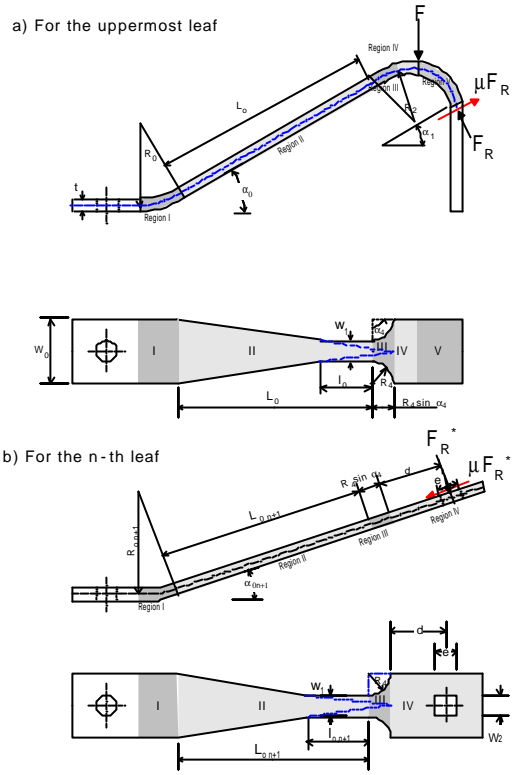


Fig. 1 External force(F) and reaction forces(F_R^*)

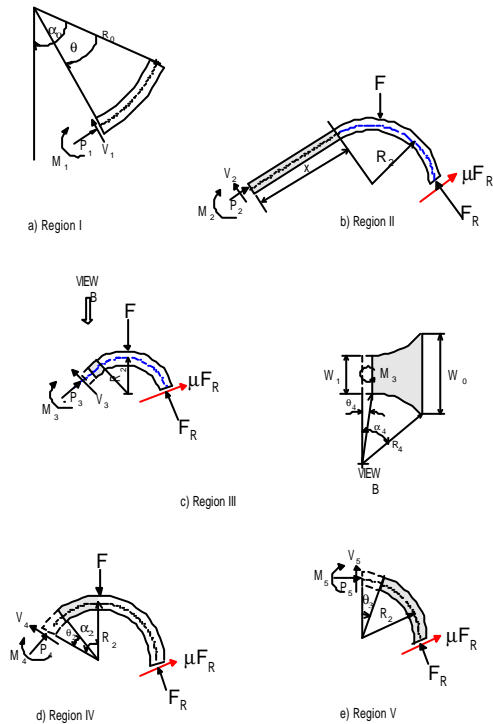


Fig. 2 Free body diagram in each region for uppermost leaf of TW-HDS

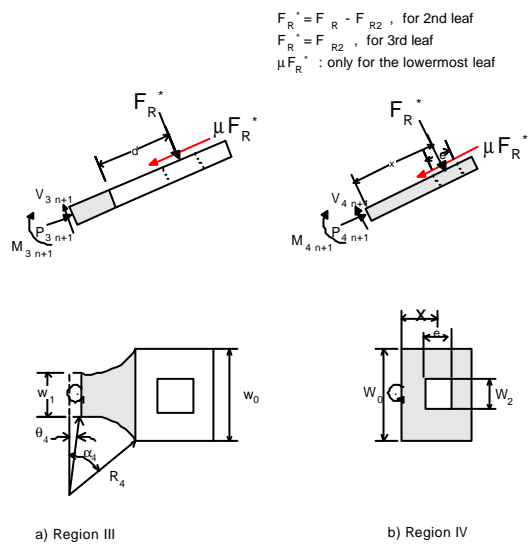


Fig. 3 Free body diagram in region III & IV for n-th leaf of TW-HDS

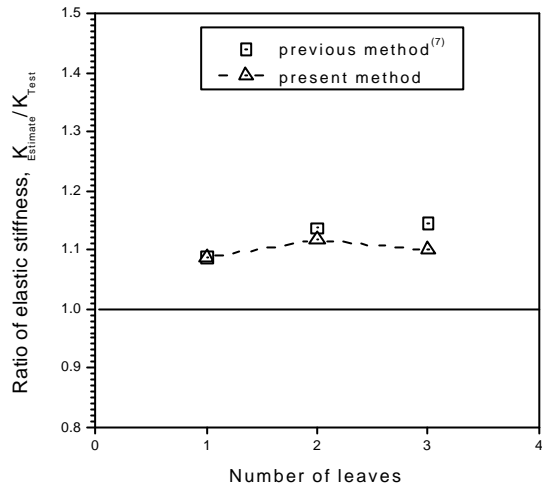


Fig. 4 Comparison of estimated elastic stiffness and test result for 17×17 TW-HDS

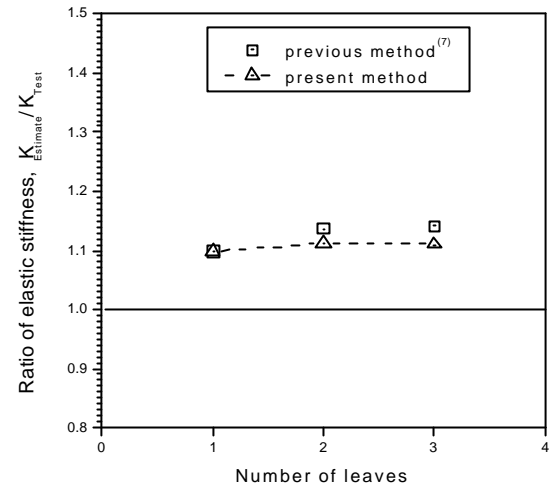


Fig. 5 Comparison of estimated elastic stiffness and test result for 17×17 TT-HDS

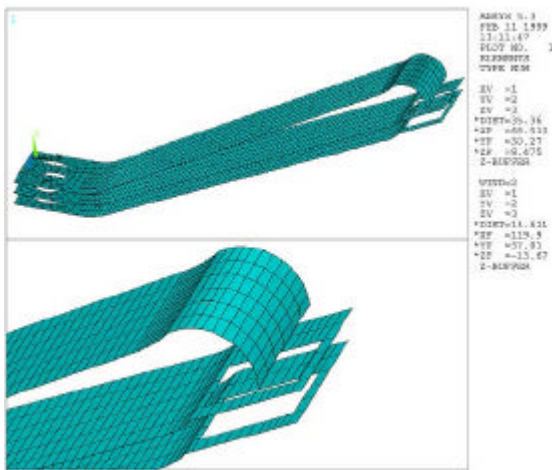


Fig. 6 Finite element model of TT-HDS using SHELL63

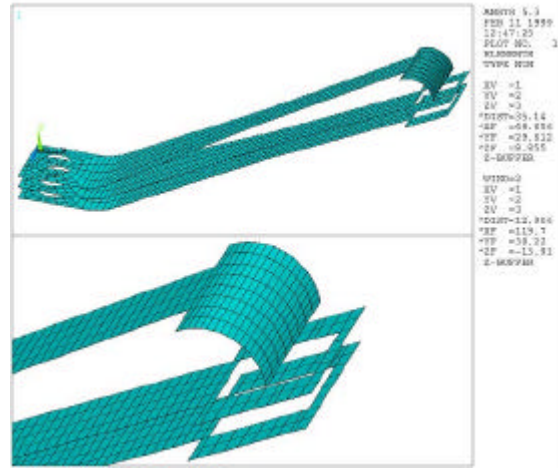


Fig. 7 Finite element model of TW-HDS using SHELL63

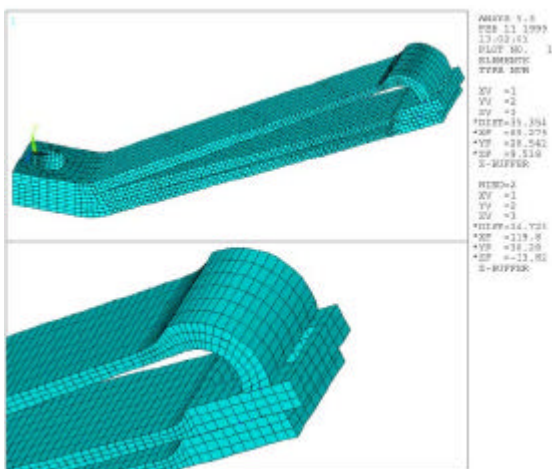


Fig. 8 Finite element model of TT-HDS using SOLID45

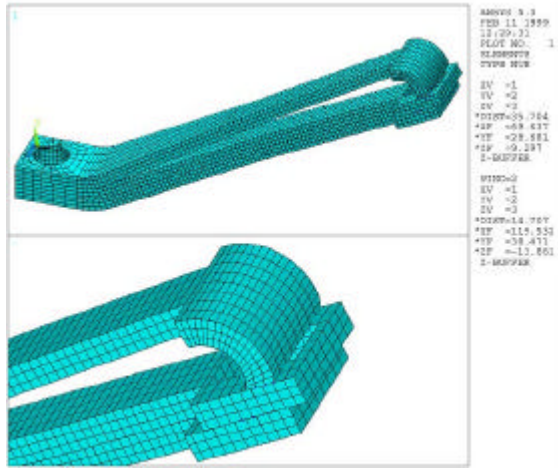


Fig. 9 Finite element model of TW-HDS using SOLID45