



비보강 확장단부판 접합부에 체결된 고장력볼트의 지레작용력 및 축방향 인장강성에 대한 해석적 연구

김희동^{1*} · 양재근² · 이형동³

¹조교수, 인하공업전문대학, 건축과, ²교수, 인하대학교, 건축공학과, ³석사과정, 인하대학교, 건축공학과

Analytical Study on the Prying Action Force and Axial Tensile Stiffness of High-Strength Bolts Used in an Unstiffened Extended End-Plate Connection

Kim, Hee Dong^{1*}, Yang, Jae Guen², Lee, Hyung Dong³

¹Assistant Professor, Department of Architecture, Inha Technical College, Incheon, 402-752, Korea

²Professor, Department of Architectural Engineering, Inha University, Incheon, 402-751, Korea

³Graduate Student, Department of Architectural Engineering, Inha University, Incheon, 402-751, Korea

Abstract - The end plate connection is applied to beam-column moment connections in various forms. Such end plate connection displays changes in the behavioral characteristics, strength and stiffness, and energy dissipation capacity based on the thickness and length of the end plate, the number and diameter of the high strength bolt, the gauge distance of the high strength bolt, prying action force of the high strength bolt, and dimensions and length of the welds. Accordingly, this study has apprehended the axial tensile stiffness and prying action force of the high strength bolt connected on the tensile side based on the difference in thickness of the end plate, and was conducted to propose an analysis model for the prediction of such variables that affect the operating properties of the end plate. To achieve this, this study has conducted a three-dimensional non-linear finite-element analysis of the unstiffened expanding end plate connection by selecting only the thickness of the end plate as the variable.

Keywords - Unstiffened extended end-plate connection, Prying action force, Axial tensile stiffness, High-Strength bolts, Finite element analysis

1. 서론

인장력을 받는 고장력볼트로 체결된 접합부는 고장력볼트의 지레작용력과 연결부재 사이의 접촉력 등의 영향으로 예측한 접합부 강도와 강성보다 더 작은 강도와 강성에도 파괴될 수 있다^{[1],[2],[3]}. 이러한 접합부의 파괴를 방지하기 위하

여 그동안 고장력볼트의 지레작용력과 관련하여 많은 연구가 진행되었다. Douty and McGuire^[4]는 탄성해석에 근거하여 고장력볼트의 지레작용력을 T-stub 플랜지 지지력 대비 분수형태로 예측하였고, 고장력볼트와 연결부의 재료적 특성과 접합부의 기하학적 형상 등도 고려하여 해석모델도 제안하였다. Kato and McGuire^[5]는 고장력볼트의 항복강도와 비교하여 지레작용력 예측식을 제안하였고, 이를 활용하여 T-stub 플랜지 지지력도 산정하였다. Agerskov^[6]는 Douty와 McGuire와 같이 탄성해석에 근거하여 지레작용력을 예측하였다. 예측모델의 제안에 있어서 Agerskov는 고장력볼트와 연결된 T-stub 플랜지의 변형과 전단변형의 영향도 고려하였다. Struik^[7]은 고장력볼트와 T-stub 플랜지의 조합에 의하여 일반적인 기하학적 형상을 갖는 접합부의 지레작

Note.-Discussion open until October 31, 2015. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on March 2, 2015; revised March 17, 2015; approved on March 20, 2015.

Copyright © 2015 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-32-870-2251 Fax. +82-32-870-2512

E-mail. drkimhd@inhatc.ac.kr

용력을 예측하였으나, Struik와 Back의 예측식은 실제 실험을 통하여 얻은 지레작용력보다는 큰 값을 제공하였다. Kennedy *et al.*^[8]은 T-stub 플랜지의 두께 변화에 따른 접합부의 지레작용력을 예측하였고, 해석모델의 제안에 있어서 플랜지에 발생하는 전단력의 영향도 고려하였다. Jaspert and Maquoi^[9]는 고장력볼트의 도입장력에 따라서 발생하는 접합부 부재 사이의 접촉력 변화를 고찰하였고, 이러한 부재 사이의 접촉력은 인장력을 받는 접합부의 인장강성에 영향을 준다는 것을 밝혀냈다. Yang and Baek^[10], Yang *et al.*^[11], Kim *et al.*^[12]은 축방향 인장력을 받는 다양한 접합부에 대한 연구를 진행하였고, 접합부에 발생하는 지레작용력과 부재 접촉력에 대한 예측모델을 제안하였다.

이 연구는 비보강 확장단부판 접합부에 체결된 인장축 고장력볼트의 지레작용력과 축방향 인장강성을 파악하고, 단부판의 거동특성에 영향을 미치는 이러한 요인들을 예측하기 위한 해석모델을 제안하기 위하여 진행하였다. 이를 위하여 단부판의 두께를 변수로 선택하여 비보강 확장단부판 접합부에 대한 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다.

2. 비보강 확장단부판 접합부에 대한 3차원 비선형 유한요소해석

2.1 3차원 비선형 유한요소해석을 위한 접합부 모델링

고장력볼트로 체결된 비보강 확장단부판의 단부판의 두께 변화에 따른 고장력볼트의 지레작용력 및 축방향 인장강성 등의 변화를 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하여 예측하였다. 일반적으로 고장력볼트의 지레작용력 및 축방향 인장강성 등의 변화에 따른 영향은 단부판의 두께가 상대적으로 얇은 접합부에 발생할 가능성이 높다. 따라서 비보강 확장단부판 접합부에 적용된 단부판의 두께는 식 (1)을 적용하여 상대적으로 얇게 선택하였고, 단부판이 휨항복 후 소성 변형에 의하여 파괴되도록 유도하였다. 식 (2)의 적용에 있어서 소요휨강도, M_u 는 보 부재의 공칭휨강도, $M_{n,beam}$ 의 0.8배에 해당하는 값이 최대 단부판 소요휨강도 값이 되도록 선택하였다. 식 (1)에 적용된 γ_r 은 단부판 접합부의 회전 각이 단순보 단부 회전각의 10%에 상응하도록 소요계수모멘트 값을 상향 조정할 때 적용하는 계수 값이고, 확장단부판 접합부의 경우에 γ_r 값은 1.0이다. Fig. 1에 나타난 것과 같이 인장축 고장력볼트 간격, $p_{f,i}$, $p_{f,0}$ 는 각각 50mm,

70mm로 선택하였고, 고장력볼트의 게이지 거리, g 는 110mm로 선택하였다. 단부판의 폭, b_p 가 200mm인 비보강 단부판 접합부는 F10T-M20 고장력볼트로 기둥 플랜지에 165kN의 장력이 도입되도록 체결하였다. 비보강 확장단부판 접합부 해석모델의 기하학적 변수는 Table 1에 정리하였다.

$$t_{p,req'd} = \sqrt{\frac{\gamma_r M_u}{\phi_b F_{py} Y}}, \phi_b = 0.9 \tag{1}$$

여기서,

$$M_u = 0.8 M_{n,beam} = 0.8 \times (F_y Z_x) \tag{2}$$

비보강 확장단부판 접합부는 상용프로그램인 ABAQUS (ver.6.14)를 사용하여 해석하였다. 비보강 확장단부판 접

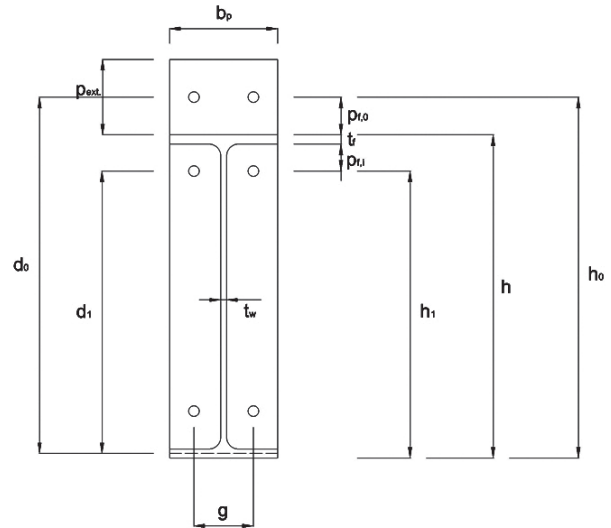
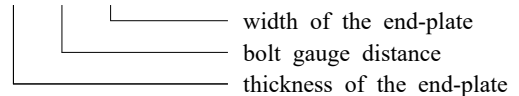


Fig. 1. Geometric shapes of unstiffened extended end-plate connections

Table 1. Geometric variables of the unstiffened extended end-plate connection (Unit: mm)

	t_p	d_0	d_1
T12-G110-B200	12	661.5	524.5
T14-G110-B200	14	661.5	524.5
T16-G110-B200	16	661.5	524.5
T18-G110-B200	18	661.5	524.5

T12-G110-B200



합부 해석모델은 SS400 강재의 단부판, SM490 강재의 H-600x200x11x17 보 부재 및 H-400x408x21x21 기둥 부재로 구성되었고, 단부판, 고장력볼트, 워셔, 너트 등은 C3D8R 부재요소를 적용하여 모델링 하였다. Table 2와 Table 3에 정리한 것과 같이 부재의 재료적 물성값은 공칭강도 값을 적용하여 해석하였다. 접합부를 구성하는 3차원 비선형 유한요소해석에 있어서 각 부재 사이에 발생하는 접촉과 지압, 고장력볼트의 초기장력 도입 등의 영향도 고려하였다. 각 부재 사이의 미끄럼계수는 블라스트 후 도장이 안 된 표면으로 가정하여 0.5로 선택하였다. 유한요소해석에 있어서 적용한 ABAQUS 옵션은 Table 4와 같다. 정적하중은 보 단부에 연직방향으로 전단력 형태로 작용하는 것으로 하였다. 전체 비보강 단부판 접합부 해석모델은 약 46,573개의 절점과 31,504개의 부재요소로 구성되었다.

$$Y = \frac{b_p}{2} \left[h_1 \left(\frac{1}{p_{f,i}} + \frac{1}{s} \right) + h_0 \left(\frac{1}{p_{f,0}} \right) - \frac{1}{2} \right] + \frac{2}{g} [h_1(p_{f,i} + s)] \quad (3)$$

Table 2. Material properties of steel

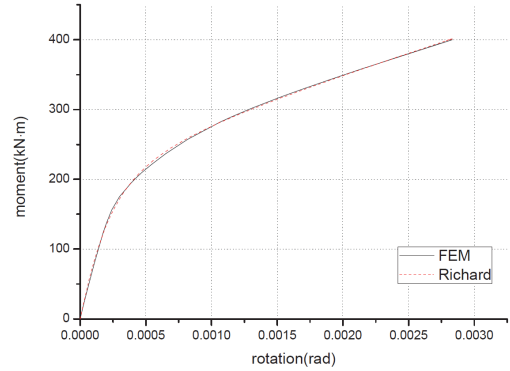
	F _y (MPa)	F _u (MPa)	ε _y	ε _u	E (MPa)	ν
SS400	235	400	0.001146	0.081146	205,000	0.3
SM490	325	490	0.001585	0.081585	205,000	0.3

Table 3. Material properties of welds and high-strength bolts

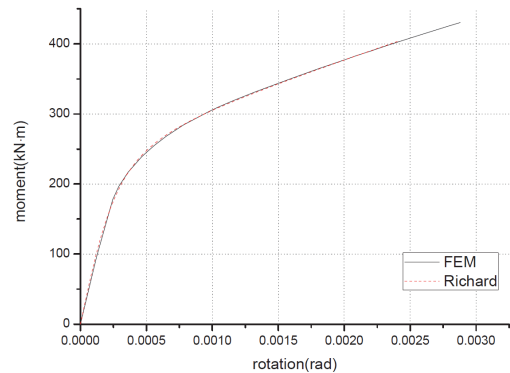
	F _y (MPa)	F _u (MPa)	ε _y	ε _u	E (MPa)	ν
bolt	900	1,000	0.004390	0.014390	205,000	0.3
welding	357.5	539	0.001744	0.081744	205,000	0.3

Table 4. ABAQUS options for finite element analysis

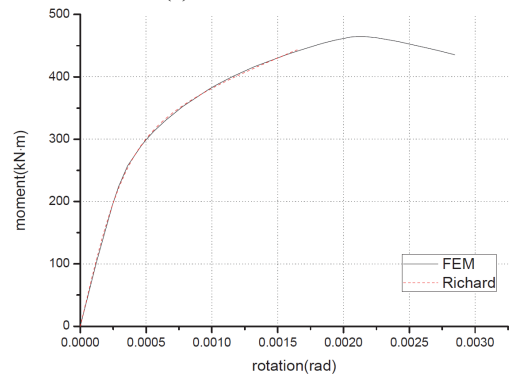
Contact surface	Command	Option		
Washer contact surface	Constraint	Tie		
Beam - Welding				
Welding - plate	Contact	Finite sliding	Allow separation after contact	Adjust only to remove over closure
Beam - Plate				
Plate - Column				
Plate - H.S.B.				
Column - H.S.B.		Small sliding		
Nuts - H.S.B.				



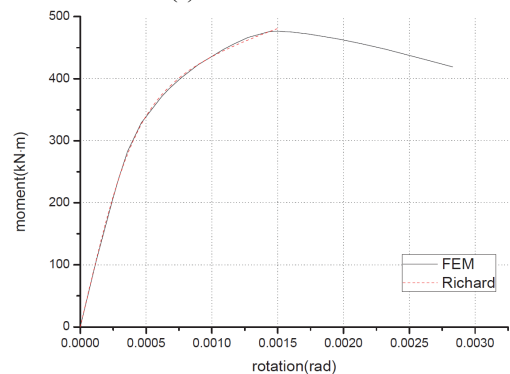
(a) T12-G110-B200



(b) T14-G110-B200



(c) T16-G110-B200



(d) T18-G110-B200

Fig. 2. Moment-rotation relation curves of the unstiffened extended end-plate connection

2.2 3차원 비선형 유한요소해석 결과

정적하중을 받는 고장력볼트로 체결된 비보강 확장단부판 접합부의 모멘트-회전각 관계 곡선은 Fig. 2와 같다. 하중이 작용하기 시작하면 모멘트-회전각 관계는 선형적으로 증가하며, 하중이 접합부의 참조모멘트 영역을 지나서 작용하기 시작하면 모멘트-회전각 관계는 급격히 감소한다. 접

합부 해석모델에 대한 각각의 모멘트-회전각 관계 곡선은 식 (4)와 같은 Richard 해석모델을 적용하여 회귀분석 하였다. 식 (4)의 적용에 있어서 참조모멘트, M_0 는 접합부 변형 경화현상을 나타내는 구간의 기울기가 모멘트 축인 y -축과 만나는 절편 값을 의미한다. Table 5에 정리한 것과 같이 단부판의 두께가 증가할수록 비보강 단부판 접합부의 초기회

Table 5. Regression analysis of the unstiffened extended end-plate connection

	K_e (kN·m/rad)	K_p (kN·m/rad)	M_0 (kN·m)	n	Rsqr
T12-G110-B200	864,087.04	60,430.69	234.16	1.59	0.999
T14-G110-B200	884,213.34	63,966.52	251.66	2.03	0.999
T16-G110-B200	893,469.65	80,867.13	314.72	2.31	0.999
T18-G110-B200	902,717.54	64,995.67	391.35	2.52	0.999

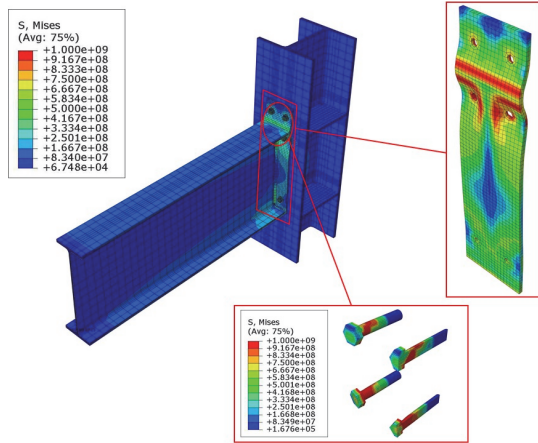


Fig. 3. Stress distribution and deformation aspect of the T12-G110-B200 connection model

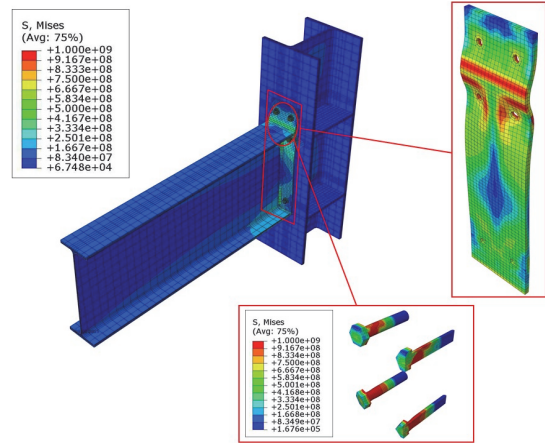


Fig. 4. Stress distribution and deformation aspect of the T14-G110-B200 connection model

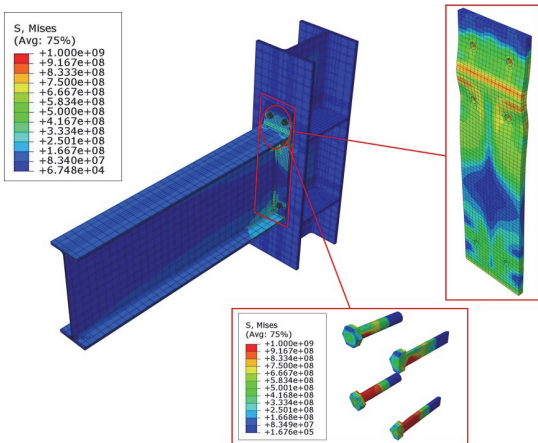


Fig. 5. Stress distribution and deformation aspect of the T16-G110-B200 connection model

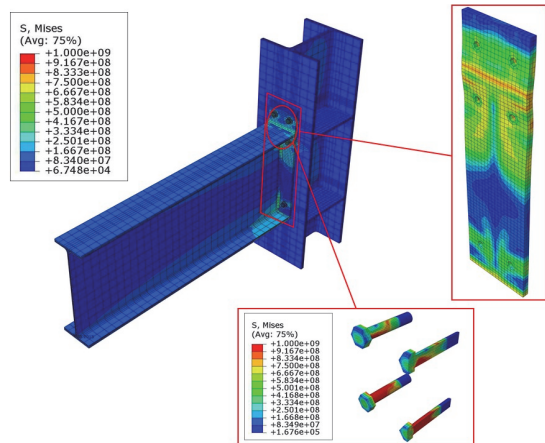


Fig. 6. Stress distribution and deformation aspect of the T18-G110-B200 connection model

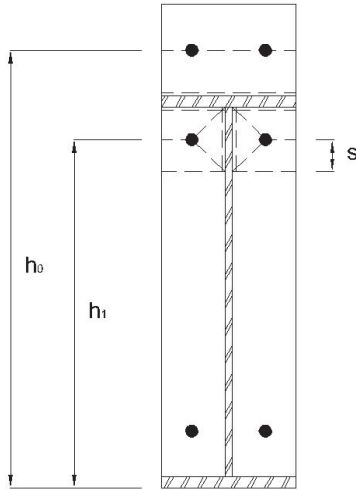
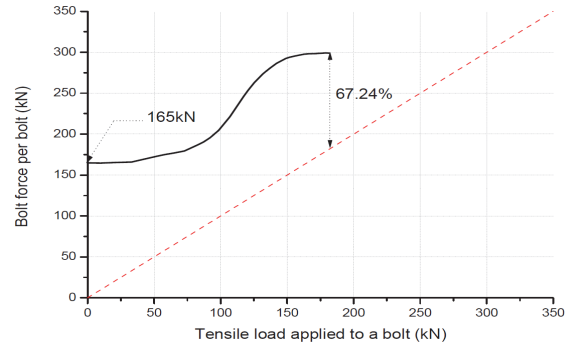


Fig. 7. Plastic hinge yield-lines of the unstiffened extended end-plate connections

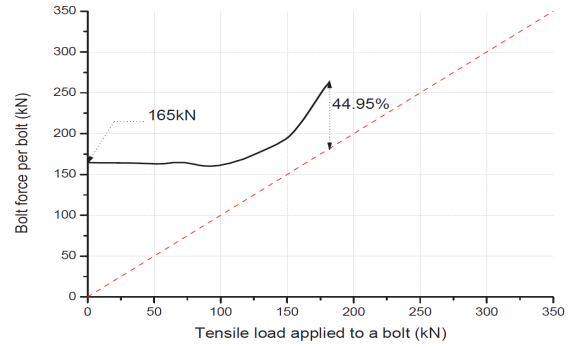
전강성 값과 참조모멘트 값은 증가하였다. 접합부의 참조모멘트 영역을 지나서 하중이 작용하면 단부판은 휨항복에 의한 응력집중현상이 심화되기 시작한다. Fig. 3과 Fig. 4에 나타난 것과 같이 단부판의 두께가 상대적으로 얇은 접합부는 Fig. 7과 같이 AISC 설계지침서 16권(Steel Design Guide 16)^[17], Srouji *et al.*^[14] 등이 기술한 소성힌지항복선 형태와 유사한 소성힌지 항복선이 발생하였다. 반면에, Fig. 5와 Fig. 6에 나타난 것과 같이 단부판의 두께가 증가하면 접합부는 단부판과 상부 보 플랜지 외측 고장력볼트가 만나는 부분에 소성힌지 항복선이 발생하였다. 비보강 단부판 접합부의 소성모멘트는 식 (3)의 Y 값 변화에 영향을 받는다. 그러므로 단부판의 두께가 증가함에 따라서 기존에 예측한 Fig. 7과 같은 소성힌지 항복선과 일치하지 않기 때문에 새로운 소성힌지 항복선 제안에 대한 추가적인 연구가 필요하다.

$$M(\theta) = \frac{(K_c - K_p) \cdot \theta}{\left(1 + \left| \frac{(K_c - K_p) \cdot \theta}{M_0} \right|^n\right)^{1/n}} + K_p \cdot \theta \quad (4)$$

- 여기서, M : 휨모멘트(kN·m)
- M_0 : 참조모멘트(kN·m)
- K_c : 초기회전강성(kN·m/rad)
- K_p : 소성회전강성(kN·m/rad)
- θ : 회전각(rad)
- n : 곡선형태변수

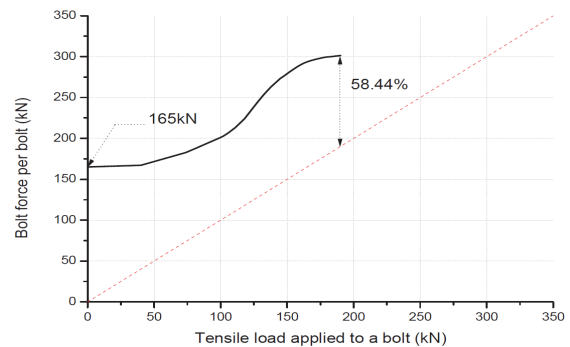


(a) T12-G110-B200_IN

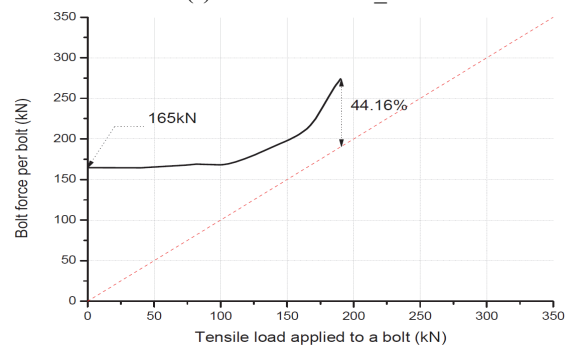


(b) T12-G110-B200_OUT

Fig. 8. Working load vs. axial load curve on the high-strength bolt of T12-G110-B200



(a) T14-G110-B200_IN



(b) T14-G110-B200_OUT

Fig. 9. Working load vs. axial load curve on the high-strength bolt of T14-G110-B200

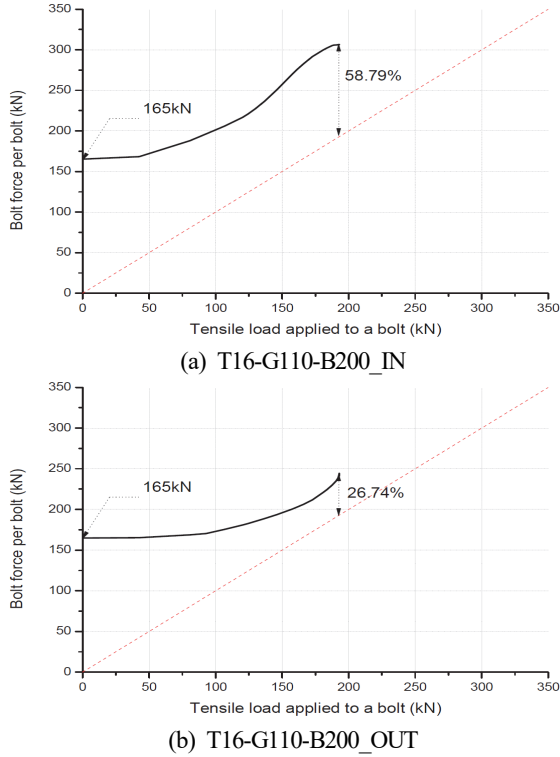


Fig. 10. Working load vs. axial load curve on the high-strength bolt of T16-G110-B200

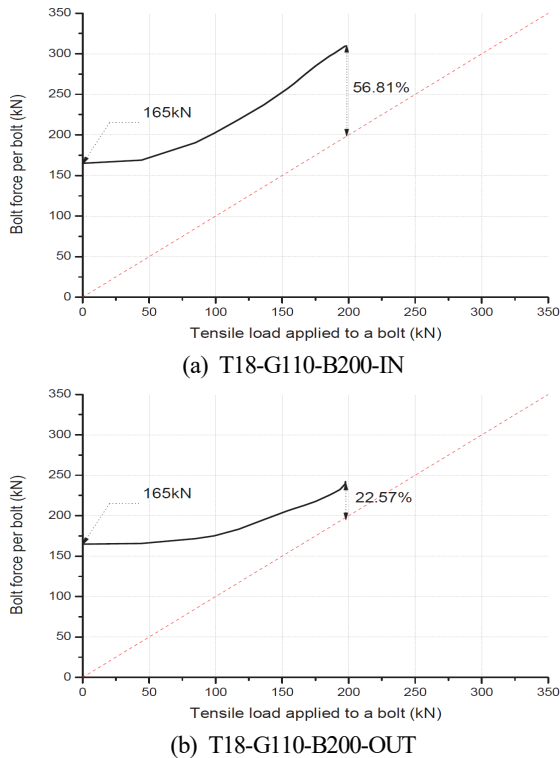


Fig. 11. Working load vs. axial load curve on the high-strength bolt of T18-G110-B200

Table 6. Q_{max} applied for each unstiffend extended end-plate connection

	position of high-strength bolt	Q_{max} (kN)	Bolt Force (kN)	Increase ratio of the axial load on high strength bolt (%)
T12-G110-B200	in	120,332.5	299.29	67.24
	out	81,600	263.13	44.95
T14-G110-B200	in	111,193	301.46	58.44
	out	84,031	274.30	44.16
T16-G110-B200	in	113,377.7	306.24	58.79
	out	51,577.2	244.44	26.74
T18-G110-B200	in	112,173.5	309.62	56.81
	out	44,612	242.25	22.57

3차원 비선형 유한요소해석을 통하여 얻은 상부 플랜지 인장측 고장력볼트 당 작용하중-고장력볼트 축력 관계 곡선은 Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10, Fig. 11과 같다. 고장력볼트 초기장력 165kN이 도입된 것을 확인할 수 있고, 작용하중이 증가하여 참조모멘트 영역을 지나면서 고장력볼트 축력의 증가도 심화됨을 알 수 있었다. 이러한 고장력볼트 축력의 급격한 증가는 지레작용 효과에 의한 것으로 판단한다. Fig. 8, Fig. 9, Fig. 10, Fig. 11에 나타난 것과 같이 단부판의 두께가 증가함에 따라서 고장력볼트의 지레작용 효과는 감소됨을 알 수 있다. Table 6은 각 비보강 단부판 접합부 해석모델의 고장력볼트 축력의 증가비를 나타낸다.

3. 고장력볼트의 지레작용력 및 접합부의 소성모멘트

3.1 고장력볼트의 지레작용력 예측모델

고장력볼트가 축방향 인장력을 받는 경우에 Struik^[7]은 지레작용력, Q 와 축방향인장력, T 의 관계를 식 (5)과 같이 예측하였다. Struik과 Back은 Fig. 12에 나타난 것과 같이 지레작용력은 T-stub 플랜지의 단부에 작용하는 것으로 이상화하였다. Yang and Baek^[10]은 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하여 T-stub 접합부의 기하학적 형상변수, α' 값의 변화에 따른 지레작용력, Q 와 축방향인장력, T 의 관계를 식 (12)과 같이 예측하였다. 식 (12)의 적용에 있어서 a'_m , b'_m 은 각각 고장력볼트 축력의 중심선으로부터 T-stub 스템

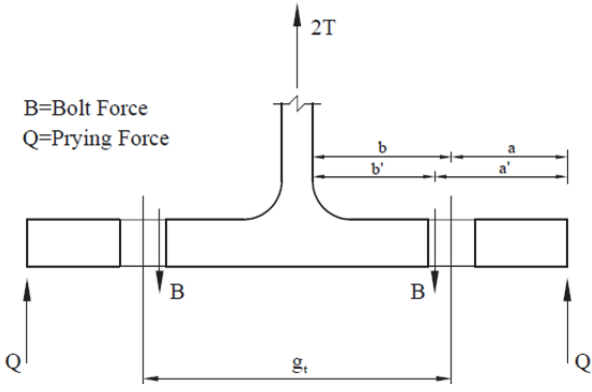


Fig. 12. Prying action force estimation model by struck and back

까지의 거리로 정의하였다. 또한, Hendrick *et al.*^[15], Murray *et al.*^[16], Murray and Shoemaker^[17]은 Kennedy *et al.*^[8]이 제안한 지레작용력 예측모델을 개선한 확장단부판 접합부의 인장축 보 플랜지 내·외측에 위치한 고장력볼트에 대한 최대 지레작용력을 식 (17), 식 (21)과 같이 예측하였다. 식 (17)과 식 (21)의 제안에 있어서 루트 안의 $3(F'_i/w't_p)^2$ 는 단부판 단면에 대한 전단효과의 영향을 고려한 것이며, a_i , a_o 등은 식 (18)과 식 (22)에서 정의한 것과 같이 인장축 보 플랜지에서 상·하부 고장력볼트 중심선까지의 거리이다. 각각의 a_i , a_o 값은 실험을 통하여 얻은 단부판의 두께와 단부판의 폭 비의 함수관계 식이며, SI 단위체계(International System Unit)가 아닌 IU 단위체계(Imperial Unit)로 제안되었다. 따라서 지레작용력에 관한 식 (17)과 식 (21)의 적용을 위해서는 a_i , a_o 값에 대한 새로운 식의 제안이 필요하다.

$$\left(\frac{Q}{T}\right)_{Struck-Back} = \frac{\delta\alpha'}{(1+\delta\alpha')} \frac{b'}{a'} \quad (5)$$

여기서,

$$\alpha' = \frac{1}{\delta(1+\rho)} \left\{ \left(\frac{t_c}{t_f}\right)^2 - 1 \right\} \quad (6)$$

$$t_c = \sqrt{\frac{8B_o b'}{pF_y}} \quad (7)$$

$$\rho = \frac{b'}{a'} \quad (8)$$

$$\delta = 1 - \frac{d'}{p} \quad (9)$$

$$a' = a + \frac{d_b}{2} \quad (10)$$

$$b' = b - \frac{d_b}{2} \quad (11)$$

$$\left(\frac{Q}{T}\right)_{Yang} = R \frac{\delta\alpha'}{(1+\delta\alpha')} \frac{b'_m}{a'_m} \quad (12)$$

여기서,

$$R = 0.75, 1.21 < \alpha' < 8.14 \quad (13)$$

$$R = 0.45, 0.07 < \alpha' < 0.98 \quad (14)$$

$$a'_m = a + 0.3d_b \quad (15)$$

$$b'_m = b - 0.3d_b \quad (16)$$

$$Q_{max.,i} = \frac{w't_p^2}{4a_i} \sqrt{F_{py}^2 - 3\left(\frac{F'_i}{w't_p}\right)^2} \quad (17)$$

여기서,

$$a_i = 3.682(t_p/d_b)^3 - 0.085 \quad (18)$$

$$w' = \begin{cases} b_p/2 - (d_b + 2) & d_b < 24 \text{ mm} \\ b_p/2 - (d_b + 3) & d_b \geq 24 \text{ mm} \end{cases} \quad (19)$$

$$F'_i = \frac{t_p^2 F_{py} \left(0.85 \frac{b_p}{2} + 0.80w'\right) + \frac{\pi d_b^3 F_t}{8}}{4p_{f,i}} \quad (20)$$

$$Q_{max.,o} = \frac{w't_p^2}{4a_o} \sqrt{F_{py}^2 - 3\left(\frac{F'_o}{w't_p}\right)^2} \quad (21)$$

여기서,

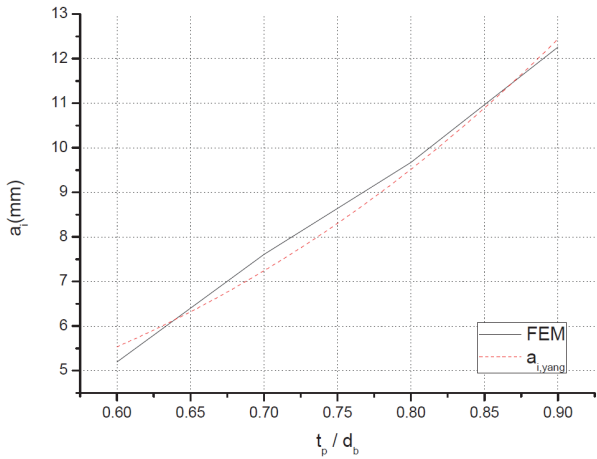
$$a_o = 3.682(t_p/d_b)^3 - 0.085 \leq (p_{ext} - p_{f,o}) \quad (22)$$

$$F'_o = \frac{t_p^2 F_{py} \left(0.85 \frac{b_p}{2} + 0.80w' \right) + \frac{\pi d_b^3 F_t}{8}}{4p_{f,o}} \quad (23)$$

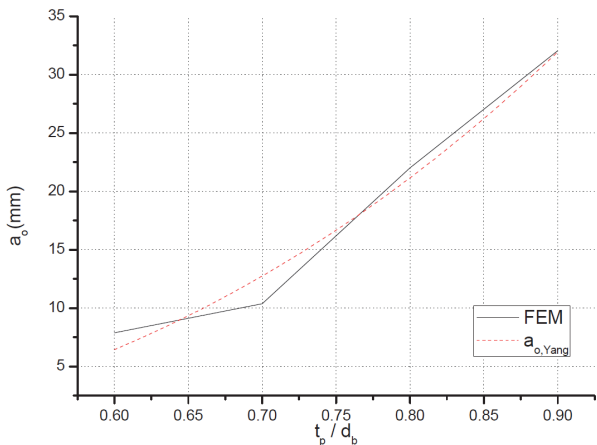
단부판 두께와 고장력볼트의 축부 직경 비, (t_p/d_b) 의 관계를 고려하면 지레작용력의 작용위치는 Fig. 12와 같이 정리된다. a_i, a_o 값은 Fig. 13에 정리한 지레작용력 작용위치와 (t_p/d_b) 관계 곡선에 대한 회귀분석을 수행하면 식 (24)와 식 (25) 같이 정리된다.

$$a_{i, Yang} = 13.457(t_p/d_b)^3 + 2.629 \quad (24)$$

$$a_{o, Yang} = 49.725(t_p/d_b)^3 - 4.300 \quad (25)$$



(a) (t_p/d_b) and a_i relationship curve



(b) (t_p/d_b) and a_o relationship curve

Fig. 13. (t_p/d_b) and a_i, a_o relationship curve

3.2 고장력볼트의 축방향 인장강성

Kulak *et al.*^[18]은 축방향 인장력을 받는 T-stub 접합부에 체결된 고장력볼트의 인장강성을 식 (26)과 같이 제안하였다. 식 (26)에 적용된 계수 1.6은 지레작용효과의 영향을 고려한 계수이다. Kulak, Fisher, Struik 등은 식 (26)의 제안에 있어서 Fig. 14과 같이 T-stub에 축방향 인장력 T 가 작용할 때 고장력볼트 축력 B 를 $0.63T$ 로 가정하였다. 지레작용력이 고려되지 않은 T-stub 플랜지의 두께가 두꺼운 접합부의 경우는 고장력볼트의 축력 B 가 $0.5T$ 가 되어서 지레작용효과 계수는 2.0이 된다.

Yang and Baek^[10]은 축방향 인장력을 받는 T-stub 접합부의 고장력볼트의 인장강성을 식 (28)과 제안하였다. 식 (28)의 적용을 통하여 고장력볼트 축방향 인장강성은 T-stub 플랜지 두께가 두꺼워지고 고장력볼트 게이지 거리가 짧을수록 증가하고 지레작용력 Q/T 와 고장력볼트 축방향 인장강성은 반비례함을 알 수 있다. 또한, 양재근 등은 T-stub 플랜지 두께와 고장력볼트의 게이지 거리의 비, t_f/g_t 를 활용하여 고장력볼트 축방향 인장강성을 식 (29)과 같이 제안하였다.

$$k_b = 1.6 \frac{E_b A_b}{L_b} \quad (26)$$

여기서,

$$L_b = t_{T,top} + t_{fl,coln} + 2t_{wh} + \frac{t_n + t_h}{2} \quad (27)$$

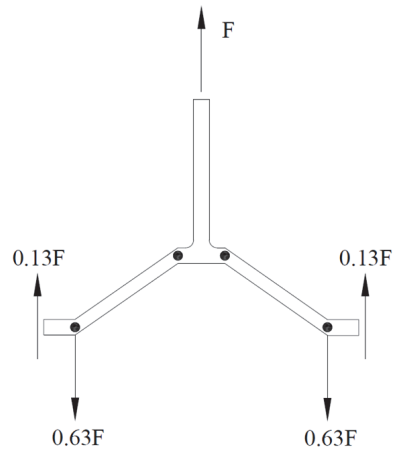


Fig. 14. Axial tensile strength for estimation model by Kulak *et al.*

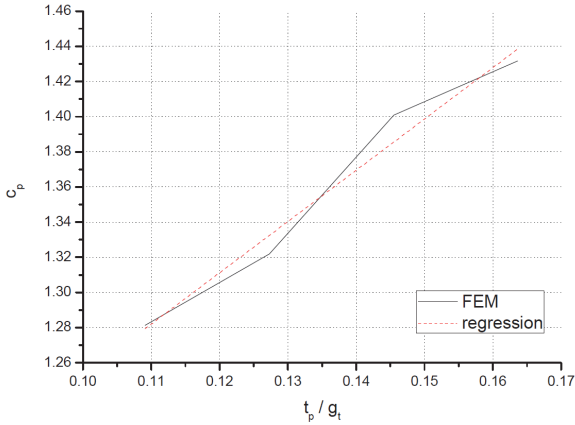


Fig. 15. (t_p/g_t) and prying action coefficient relationship curve

$$k_{b, Yang} = \frac{2}{\left\{ 1 + R \left(\frac{\delta\alpha' b'_m}{1 + \delta\alpha' a'_m} \right) \right\}} \frac{E_b A_b}{L_b} \quad (28)$$

$$k_{b, Yang} = (4.586 \frac{t_f}{g_t} + 0.487) \frac{E_b A_b}{L_b} \quad (29)$$

Fig. 15는 3차원 비선형 유한요소해석을 통하여 얻은 고장력볼트의 지레작용력-단부판 두께 상관관계 곡선을 나타낸다. Fig. 15에 나타난 것과 같이 지레작용효과 계수는 단부판 두께와 비례함을 알 수 있었다. 단부판 두께 변화에 따른 비보강 단부판 접합부의 고장력볼트의 인장강성은 식 (30)과 같이 정리할 수 있다.

$$k_{b, Yang}^m = (2.9172 \frac{t_p}{g_t} + 0.9611) \frac{E_b A_b}{L_b} \quad (30)$$

4. 결론

이 연구는 비보강 단부판 접합부의 단부판의 두께 변화에 따른 거동특성을 파악함과 동시에 고장력볼트의 지레작용력과 축방향 인장강성을 예측할 수 있는 해석모델을 제안하기 위하여 진행하였다. 이 연구를 통하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 비보강 확장단부판 접합부의 초기회전강성은 단부판의 두께가 증가할수록 함께 증가하였다.

- (2) 하중이 증가함에 따라서 비보강 확장단부판 접합부의 인장측 고장력볼트와 단부판이 만나는 부분은 응력집중 현상이 심화되었고, 최종적으로 비보강 단부판 접합부는 휨항복 후 소성변형에 의하여 파괴되었다.
- (3) 단부판의 두께가 상대적으로 얇은 비보강 확장단부판 접합부는 단부판의 두께가 두꺼운 비보강 확장단부판 접합부보다 지레작용효과의 영향을 더 많이 받는다.
- (4) 제안한 고장력볼트의 지레작용력과 축방향 인장강성 해석모델을 적용하면 비보강 확장단부판 접합부에 대한 거동특성을 보다 정확히 예측할 수 있을 것으로 판단한다.

감사의 글

이 연구는 한국연구재단의 지원(과제번호 : NRF- 2012R-1A1A2042351)에 의하여 수행된 과제의 일부입니다.

참고문헌(References)

- [1] 대한건축학회(2009) 건축구조기준 (KBC 2009) 및 해설, 제7장 강구조, 기문당.
Architectural Institute of Korea (2009) *Korean Building Code (KBC 2009) and Commentary*, Chapter 7: Steel Structure, Kimoon dang, Korea (in Korean).
- [2] SAC Joint Venture (2000) *Recommended Seismic Design Criteria for New Steel Moment-Frame Buildings: Program to Reduce the Earthquake Hazards of Steel Moment Frame Structures (FEMA-350)*, Federal Emergency Management Agency, USA.
- [3] Salmon, C.G., Johnson, J.E., and Malhas, F.A. (2008) *Steel Structures, Design and Behavior (5th Ed.)*, Harper & Row, USA.
- [4] Douty, R.T., and McGuire, W. (1965) High Strength Bolted Moment Connections, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.91, No.2, pp.101-128.
- [5] Kato, B., and McGuire, W. (1973), Analysis of T-Stub Flange-to-Column Connections, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol. 99, No.5, pp.865-888.
- [6] Agerskov, H. (1976) High Strength Bolted Connections Subject to Prying, *Journal of the Structural Division*,

- American Society of Civil Engineers, Vol.102, No.1, pp. 161-175.
- [7] Struik, J.H.A. (1979) Test on Bolted T-Stubs with Respect to Bolted Beam-to-Column Connections, Report No. 6-69-13, Stevin Laboratory (Delft University of Technology), Netherlands.
- [8] Kennedy, N.A., Vinnakota, S., and Sherbourne, A.N. (1981) The Split-Tee Analogy in Bolted Splices and Beam-Column Connections, *Proceedings of the International Conference on Joints in Structural Steelwork*, Teesside Polytechnic, UK, pp.2.138-2.157.
- [9] Jaspart, J.P., and Maquoi, R. (1995) Effect of Bolt Preloading on Joint Behaviour, *Steel Structures (Proceedings of Eurosteel '95)*, European Convention for Constructional Steel, Greece, pp.219-226.
- [10] 양재근, 백민창(2013) 고력볼트로 체결된 T-Stub의 지레 작용력 및 부재 접촉력 예측모델, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제25권, 제4호, pp.409-419.
Yang, J.G., and Baek, M.C. (2013) Prediction Models for the Prying Action Force and Contact Force of a T-Stub Fastened by High-Strength Bolts, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.25 No.4, pp.409-419 (in Korean).
- [11] 양재근, 백민창, 이재운, 이형동(2014) SMA 강봉으로 체결된 T-Stub의 에너지 소산능력, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제3호, pp.231-240.
Yang, J.G., Baek, M.C., Lee, J.Y., and Lee, H.D. (2014) Energy Dissipation Capacity of the T-Stub Fastened by SMA Bars, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26 No.3, pp.231-240 (in Korean).
- [12] 김희동, 양재근, 이재운, 이형동(2014) 상·하부 T-Stub 접합부의 초기회전강성 평가, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제26권, 제2호, pp.133-142.
Kim, H.D., Yang, J.G., Lee, J.Y., and Lee, H.D. (2014) Evaluation of the Initial Rotational Stiffness of a Double Split Tee Connection, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.26 No.2, pp.133-142 (in Korean).
- [13] American Institute of Steel Construction (2010) *Specification for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 360-10), USA.
- [14] Srouji, R., Kukreti, A.R., and Murray, T.M. (1983) *Yield-Line Analysis of End-Plate Connections with Bolt Force Predictions*, Research Report No. FSEL/MBMA 83-05, Fears Structural Engineering Laboratory (University of Oklahoma), USA.
- [15] Hendrick, D., Kukreti, A.R., and Murray, T.M. (1984) *Analytical and Experimental Investigation of Stiffened Flush End-Plate Connections with Four Bolts at the Tension Flange*, Research Report No. FSEL/MBMA 86-01, Fears Structural Engineering Laboratory (University of Oklahoma), USA.
- [16] Murray, T.M. (1990) *Extended End-Plate Moment Connections (Steel Design Guide 4)*, American Institute of Steel Construction, USA.
- [17] Murray, T.M., and Shoemaker, W.L. (2002) *Flush and Extended Multiple-Row Moment End-Plate Connections (Steel Design Guide 16)*, American Institute of Steel Construction, USA.
- [18] Kulak, G.L., Fisher, J.W., and Struik, J.H.A. (1987) *Guide to Design Criteria for Bolted and Riveted Joints* (2nd Ed.), John Wiley & Sons, USA.

색 인(Symbols)

- A_b : 고장력볼트의 단면적(mm²)
 F_t : 고장력볼트의 공칭인장강도(MPa)
 T_b : 고장력볼트의 도입장력(kN)
 a : 인장측 보 플랜지로부터 고장력볼트의 중심축까지의 거리(mm)
 b_p : 단부판의 폭(mm)
 d_b : 고장력볼트의 축부 직경(mm)
 d_0 : 보 하부 플랜지 중심점에서 인장측 상부 고장력볼트 중심까지의 거리(mm)
 d_1 : 보 하부 플랜지 중심점에서 인장측 하부 고장력볼트 중심까지의 거리(mm)
 t_p : 단부판의 두께(mm)
 δ : 단부판 순단면적 대 총단면적의 비
 γ_r : 소요계수모멘트 보정계수(확장단부판인 경우, $\gamma_r = 1.0$ 적용)

요 약 : 단부판 접합부는 다양한 형태로 보-기둥 모멘트 접합부에 적용되고 있다. 이러한 단부판 접합부는 단부판의 두께 및 길이, 고장력 볼트의 개수 및 직경, 고장력볼트의 게이지 거리, 고장력볼트의 지레작용력, 용접부의 치수 및 길이 등에 따라서 상이한 거동특성, 강성 및 강도, 에너지소산능력의 변화를 나타낸다. 따라서 이 연구는 단부판의 두께 변화에 따른 인장측에 체결된 고장력볼트의 지레작용력 및 축방향 인장강성을 파악하고, 단부판의 거동특성에 영향을 미치는 이러한 변수들을 예측하기 위한 해석모델을 제안하기 위하여 진행하였다. 이를 위하여 이 연구에서는 단부판의 두께만을 변수로 선택하여 비보강 확장단부판 접합부에 대한 3차원 비선형 유한요소해석을 수행하였다.

핵심용어 : 비보강 확장단부판 접합부, 지레작용력, 축방향 인장강성, 고장력볼트, 유한요소해석
