

풍력터빈 지지구조물의 볼트 체결된 L형 플랜지에 대한 인장 실험 및 FE해석

정대진* · 최익창**

Tensile Experiment and FE Analysis of L-type Flange Bolt Connection in Wind Turbine Support Structures

Dae-Jin Jung* and Ik-Chang Choi**

Key Words : Wind power structure, L-type Flange, Single-bolt model, L-type Flange experiment, FE analysis

ABSTRACT

In this study, a tensile test and FE analysis were conducted on a bolt-connected L-shaped flange to evaluate its behavior and load resistance. A total of five specimens were manufactured using the inner and outer distances and bolt diameters of the L-type flange as experimental variables.

As a result of the tensile test of the L-shaped flange, as the internal and external length ratio (b/a) increased, the maximum load decreased and the maximum displacement increased. As the diameter (d) of the bolt increased, the maximum load and the deformation of the wall increased. The shapes of the destruction specimens showed two forms of destruction: one due to the fall of the nut and the surrender of the bolt as the thread of the bolt and nut was worn out, followed by the surrender of the wall.

As a result of FE analysis, it was found that elasto-plastic model (EPM) analysis similarly tracks the behavior of the tensile test results.

기호설명

σ_y : 항복강도 [N/mm²]
 σ_u : 극한강도 [N/mm²]

P : 하중 [kN]
 F_{VB} : 볼트 장력 [kN]
 Z : 벽체 외력 [kN]

1. 서론

국내외에서 풍력터빈 구조물로 대부분 강재가 사용되며, 강재 구조물의 접합은 주로 L형 플랜지 볼트 접

합 방법이 적용되고 있으며, L형 플랜지는 IEC 61400-6(2020)에 따라 설계되고 있다[1].

풍력터빈 구조물에서 타워-타워, 타워-하부구조물 또는 타워-트랜지션 피스(Transition piece)를 직접 연결하는 역할을 하는 볼트는 블레이드-나셀로부터 전달되는 하중을 타워를 거쳐 기초 또는 하부구조물-기초로 전달시키는 중요한 구조 요소 중 하나이다.

IEC 61400-6(2020)에 의한 설계는 3가지 파괴모드를 기반으로 극한하중상태(Ultimate Limit State)의 L형 플랜지 볼트 접합부 설계에 대한 방법을 제시하고 있다[2].

* 목포해양대학교 해양건설공학과 강사

** 목포해양대학교 해양건설공학과 교수(교신저자)

E-mail : ichoi@mmu.ac.kr

DOI : <https://www.doi.org/10.33519/kwea.2024.15.2.004>

Received : May 09, 2024, Revised : June 18, 2024

Accepted : June 18, 2024

지난 1980~2016년 동안 전세계에서 발생된 풍력터빈 사고중 타워붕괴 및 터빈손상 사고는 전체사고의 9.2 %를 차지하고 있고, 2000~2016년까지 보고된 타워붕괴 사고 중 볼트로 인한 사고는 타워붕괴 사고의 5.7 %를 차지하는 것으로 보고되었다[3].

인장에 의한 볼트의 파괴모드는 볼트의 나사산(Thread)의 손상과 볼트단면 파단의 2가지 모드로 보고 있다. 특히 볼트의 나사산의 손상은 볼트의 파단 보다 연성이 적게 발생하는 것으로 설명하고 있다[4].

앞에서 언급한 것처럼 풍력터빈 구조물에서 가장 많이 사용되고 있는 강재 지지구조물에서 각 세그먼트를 연결하는 L형 플랜지는 구조물 안전에 매우 중요하다.

국내에서 제작된 풍력발전의 타워 및 L형 플랜지는 이미 많이 적용되었으며, 또한 많은 해상풍력발전에도 적용될 예정이다. 그러나 아직까지 국내에서 L형 플랜지에 대한 연구는 미미하고, 특히 실험에 대한 보고가 전혀 없어, 이에 대한 검증 실험이 시급히 요구되고 있다.

따라서 본 연구에서는 볼트로 체결된 L형 플랜지 내 외측 거리 및 볼트 직경을 변수로 하여 총 5개의 시험체에 대한 인장실험과 FE해석을 실시하여 L형 플랜지의 거동과 내하력을 평가하고자 한다.

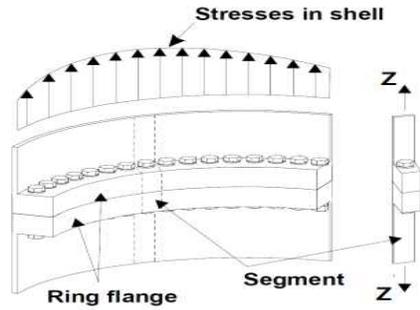


Fig. 1 Ring flange and single-bolt model

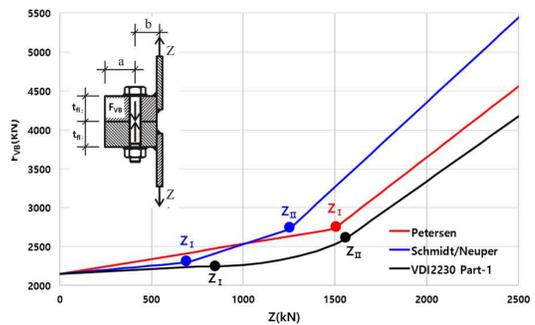


Fig. 2 Models of Bolt tension-wall external force curve

2. L형 플랜지에 대한 기존 연구

Fig. 1은 풍력터빈 지지구조물의 연결부가 볼트가 체결된 링 플랜지의 모습과 링 플랜지의 단일볼트 모델을 나타내고 있다. 링 플랜지의 단일볼트 모델은 구조강도 및 피로강도의 평가에 사용한다[5].

본 논문에서는 플랜지의 단일볼트 모델(이하 L형 플랜지)에 대한 인장실험과 FE해석을 실시하였다.

Fig. 2는 IEC 61400-6(2020)의 기반이 된 3가지 볼트장력(F_{VB})-벽체외력(Z) 곡선 모델을 나타낸 것이며, Bi-linear 모델과 Tri-linear 모델 및 Circular arc 모델이다.

Bi-linear 모델은 Z_I 을 변곡점으로 양쪽에 2개의 선형으로 구성된 모델이며, 볼트장력의 예측값은 3가지 모델중에 중간값을 나타내고 있다[1].

Tri-linear 모델은 2개의 변곡점(Z_I , Z_{II})과 3개의 선형으로 구성되어 있으며, 볼트장력의 예측값은 3가지 모델 중에 가장 큰 값을 나타내고 있다[6].

VDI-2230의 Circular arc 모델은 Tri-linear 모델과 유사하게 2개의 변곡점(Z_I , Z_{II})을 지나 중간영역에서

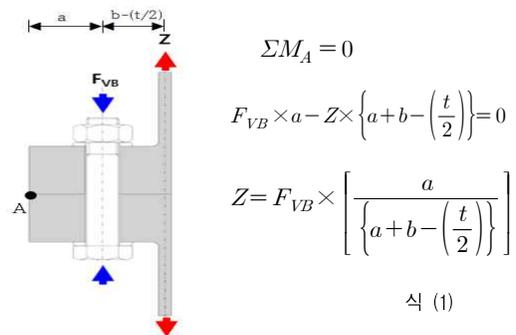


Fig. 3 A correlation expression of Bolt tension-wall external force

비선형곡선을 갖는 것이 특징이다. 볼트장력의 예측값은 3가지 모델 중에 가장 작은 값을 나타내고 있다[7].

Fig. 3은 L형 플랜지의 볼트장력과 벽체외력을 나타내고 있으며, 볼트장력(F_{VB})과 벽체외력(Z)사이의 상관관계를 나타낸 식(1)은 플랜지 자유단 점(A)에서 힘의 평형관계를 이용하여 유도하였다. 식(1)에서 a 는 플랜지 내측길이, b 는 플랜지 외측길이, t 는 벽체 두께이다.

제안식(1)에 의해 산정된 벽체의력은 FE해석에 의한 벽체외력과 비교한 결과, 1~3 %의 오차 범위로 매우 정확한 예측을 보였다[8].

3. L형 플랜지의 인장실험

3.1 L형 플랜지 시험체의 제작 및 제원

시험체는 동일한 강재를 절삭 가공하여 제작하였고, 볼트 홀의 위치와 크기를 변화시켰다. L형 플랜지 시험체 제작에 사용된 강재는 KS D 3503(KS D 3503, 2018)의 SS275이며, 항복강도는 275MPa이고 인장강도는 410~550MPa이다.

Phot. 1은 각각 L형 플랜지 시험체와 볼트를 나타내고 있으며, Phot. 1(a)에 나타난 시험체는 상부 L형 플랜지와 하부 L형 플랜지를 Phot. 1(b)에 나타난 고장력 볼트로 고정된 형태이다. Phot. 1(b)에 나타난 고장력 볼트는 규격 ISO 898-1(ISO 898-1, 2013)의 Grade 10.9 등급의 제품이다.

Table 1은 고장력 볼트의 기계적 성질을 나타내고 있으며, 항복강도는 900 MPa, 극한강도는 1,000 MPa이다.

실험 변수는 볼트 중심으로부터 플랜지 내측까지 길이(a)와 외측까지 길이(b)의 비(b/a) 및 고장력볼트의 직경(d)이다. 총 5개를 시험체를 제작하였으며, Table 2는 L형 플랜지의 시험체의 제원을 나타내고 있다. 고장력볼트 길이는 160mm로 고정하였다.

플랜지 내·외측 길이의 비(b/a)를 변화시킨 시험체는 M24-1.00, M24-1.73 및 M24-3.30이고, 고장력 볼트 M24로 고정하였으며, 시험체명의 뒤의 숫자는 플랜지



(a) L-type Flange (b) High tension bolt

Phot. 1 L-type Flange Specimen and High tension bolt

Table 1. Mechanical properties of high-tensile bolts

standard	pitch (P)	area(mm ²)		σ_y (MPa)	σ_u (MPa)
		nominal	effective		
M20×160	2.5	314	245	900	1000
M24×160	3.0	452	353	900	1000
M27×160	3.0	572	459	900	1000

Table 2. Specifications of L-type specimens

specimens	L-type Flange (mm)				d (mm)	b/a
	a	b	t	t _{fl}		
M24-1.00	56	56	30	63	24	1.00
M24-1.73	41	71	30	63	24	1.73
M24-3.30	26	86	30	63	24	3.30
M20-1.00	56	56	30	63	20	1.00
M27-1.00	56	56	30	63	27	1.00

지 내·외측 길이의 비(b/a)를 의미한다.

볼트 직경(d) 변화시킨 시험체는 M20-1.00, M24-1.00 및 M27-1.00이고, 플랜지 내·외측길이의 비(b/a)는 1.00이 적용하였으며, 시험체명에서 M20, M24, M27은 볼트의 직경의 크기를 의미한다.

Fig. 4.(a)는 L형 플랜지의 시험체의 제원을 나타낸 것이며, 플랜지 폭(W), 플랜지 두께(t_{fl}), 벽체 두께(t), 벽체 길이(L)을 나타내고 있다.

Fig. 4.(b)는 변형률 게이지(Strain Gauge) 부착위치를 나타낸 것이며, 변형률 게이지 G1과 G4는 플랜지의 수평 변형률을 측정하기 위하여 플랜지 상·하면에 부착하였고, G2와 G3는 볼트 위치에서 플랜지의 수직 변형률을 측정하기 위하여 플랜지 측면에 부착하였다.

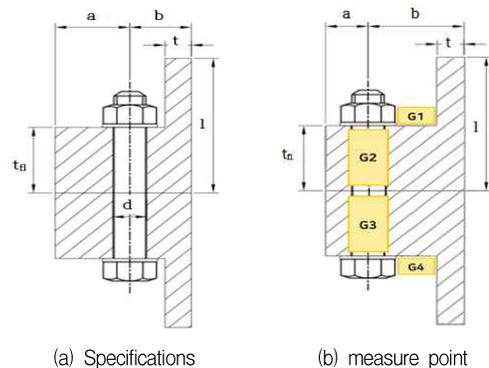


Fig. 4 Specifications of L-type specimens and measure point of L-type Flange Bolt Connection

G1과 G4의 부착위치는 시험체 M24-1.73와 M24-3.30은 플랜지 외측, 시험체 M20-1.00, M24-1.00 및 M27-1.00은 플랜지 내측에 부착하였다. G1과 G4를 플랜지 내측에 부착한 경우는 플랜지 외측에 변형률 게이지를 부착할 공간이 부족하여, 부득이하게 내측에 부착하였다.

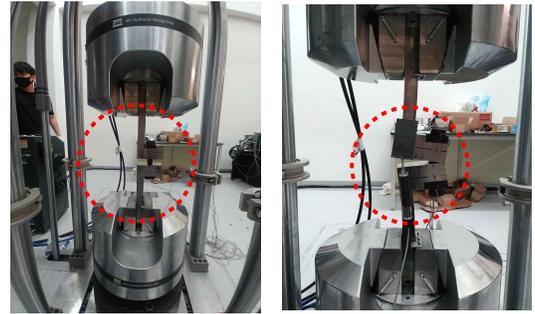
3.2 L형 플랜지의 인장실험 결과

Phot. 2는 L형 플랜지의 인장실험 전경을 나타내고 있으며, 인장실험은 1,200 kN용량의 UTM을 사용하였고, L형 플랜지의 벽체 상단을 한지연결로 구속하여 인장력을 가했다.

Phot. 3는 L형 플랜지 시험체의 대표적인 파괴 형상을 나타낸 것이며, Phot. 3(a)는 시험체 M24-1.00의 파괴 형상으로 너트의 탈락을 보이고 있으며, Phot. 3(b)는 시험체 M24-3.30의 파괴 형상으로 플랜지가 큰 열림이 발생하였다.

Phot. 3(a)과 같은 너트 탈락에 의한 파괴 형상을 보인 시험체는 M24-1.00, M24-1.73, M20-1.00, M27-1.00이며, 파괴 과정은 하중 증가에도 플랜지의 열림 상태는 작게 유지되었으며, 갑작스러운 너트의 탈락이 발생하였다. 이와 같은 현상은 하중이 작용하는 벽체와 볼트가 거리가 비교적 짧아, 벽체에 작용한 하중이 볼트에 큰 축력으로 작용하여 볼트와 너트의 나사산이 항복하면서 마모되어 너트의 탈락이 발생한 것으로 판단된다(Phot. 3(a), Phot. 4 참조).

Phot. 4는 시험체 M24-1.00에서 보인 너트의 탈락에 의해 파괴된 볼트와 너트의 나사산이 마모된 형상을 보이고 있다.



(a) M24-1.00 (Nut out) (b) M24-3.30 (Yield of wall)
Phot. 3 Destructive geometry of L-type specimens



Phot. 4 Wear geometry of bolts and nuts

Phot. 3(b)에 나타난 시험체 M24-3.30은 플랜지의 열림이 크게 발생한 파괴 형상을 보이고 있으며, 파괴 과정은 하중이 증가함에 따라 볼트에 비교적 큰 휨모멘트가 작용하여 볼트 외측 부분부터 항복이 시작되어 이후에 벽체 부분이 항복하면서 파괴에 이르렀다.

이와 같이 시험체 M24-3.30가 다른 시험체와 달리 플랜지의 열림이 크게 발생한 파괴 형상을 보이는 것은 플랜지 내·외측길이 비(b/a)가 상대적으로 크기 때문에 벽체에 작용하는 하중에 의해 볼트 및 벽체에 상대적으로 큰 휨모멘트가 작용하여 볼트의 외측 플랜지 부분이 항복하여 플랜지의 열림이 크게 발생하였기 때문으로 생각된다.



Phot. 2 Experiment overview of L-type specimens

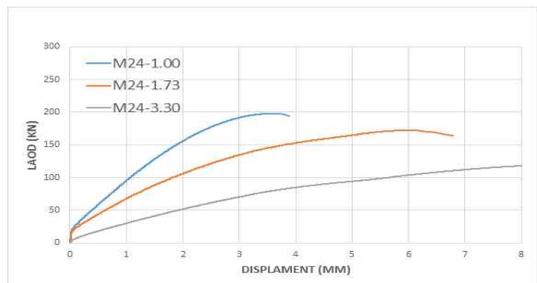


Fig. 5 Load-displacement curve according to change of b/a

Fig. 5~Fig. 6에는 벽체에 작용한 하중과 UTM에서 측정된 변위와의 관계를 나타낸 것이다.

Fig. 5은 플랜지 내·외측길이 비(b/a)를 변수로 하는 시험체(M24-1.00, M24-1.73, M24-3.30)의 실험 결과이며, 시험체의 내·외측길이 비(b/a) 증가할수록 최대하중은 감소하고 최대변위는 증가하며, 하중-변위 곡선의 기울기가 완만해지는 경향을 보인다.

이것은 내·외측길이 비(b/a) 증가할수록 벽체 중심에서 볼트 중심까지의 거리가 증가하여, 볼트 및 플랜지에 작용하는 휨모멘트가 증가하기 때문으로 생각된다.

Fig. 5에 나타낸 것처럼, 시험체 M24-3.30은 다른 시험체와 비교해서 변위가 크게 나타나고 있으며, 이것은 시험체 M24-3.30의 파괴 형상이 다른 시험체와 다르게 볼트와 벽체의 항복에 의해 파괴되었기 때문에 플랜지의 열림이 크게 발생하여 변위가 크게 나타난 것이다.

Fig. 6은 볼트의 직경(d)을 변수로 하는 시험체(M20-1.00, M24-1.00, M27-1.00)의 재하 실험 결과를 나타내고 있으며, 볼트의 직경(d)이 증가할수록 최대하중은 증가함을 알 수 있다. 이것은 본 실험의 볼트의 항복에 의한 파괴의 경우이기 때문에 볼트의 직경(d)이 증가하면 볼트의 강성이 증가하여 볼트가 받을 수 있는 장력이 증가하기 때문에 최대하중이 증가한 것으로 생각된다.

Fig. 7~Fig. 8에는 벽체에 작용한 하중과 L형 플랜지의 응력을 나타낸 것이며, 응력은 Fig. 4.(b)에 나타낸 G1~G4의 변형률 게이지로 측정된 변형률에 탄성계수(210,000MPa)를 곱하여 산정하였다.

Fig. 7은 플랜지 내·외측길이 비(b/a)를 변수로 하는 시험체(M24-1.00, M24-1.73, M24-3.30)의 하중-응력 관계를 나타낸 것이다.

플랜지 내·외측길이 비(b/a)가 증가함에 따라 수평

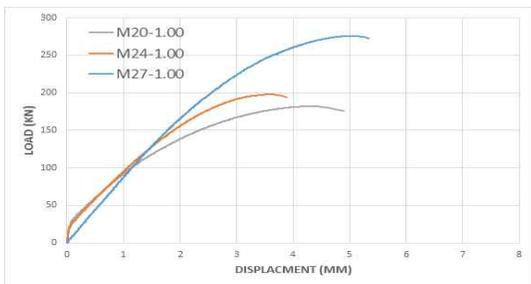


Fig. 6 Load-displacement curve according to change of diameter of bolts(d)

방향 인장응력이 급격히 증가하였다. 이것은 Fig. 4.(b)에 나타낸 것처럼, 시험체 M24-1.00은 플랜지 내측 응력을 시험체 M24-1.73 및 M24-3.30은 플랜지 외측 응력을 나타낸 것으로, 플랜지 외측이 내측보다 큰 응력을 받기 때문으로 생각된다.

Fig. 8는 볼트의 직경(d)을 변수로 한 시험체(M20-1.00, M24-1.00, M27-1.00)의 하중과 응력을 나타낸 것이다.

시험체 M20-1.00과 시험체 M24-1.00에서는 수평 인장응력과 수직 압축응력의 증가는 미미하였으나, 시험체 M27-1.00에서는 수평 인장응력과 수직 압축응력이 크게 증가하였으며, 특히 수직 압축응력은 크게 증가하고 있다.

이것은 시험체 M27-1.00은 볼트의 강성이 크기 때문에 벽체에 작용하는 하중을 볼트가 충분히 저항하게 되어 최대하중과 더불어 볼트 위치의 플랜지에 작용하는 압축응력이 커진 것으로 생각된다.

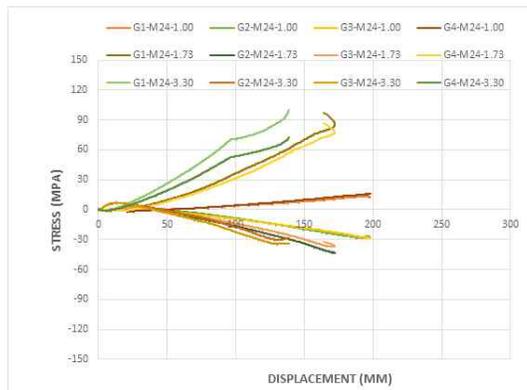


Fig. 7 Load-stress curve according to change of b/a

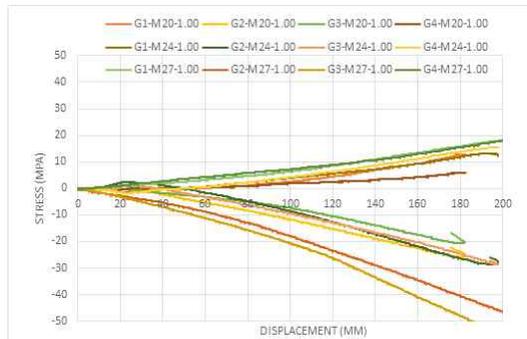


Fig. 8 Load-stress curve according to change of diameter of bolts(d)

4. L형 플랜지 시험체의 FE해석

본 연구에서 실험을 실시한 L형 플랜지의 상세한 거동의 파악하기 위해 ANSYS를 이용하여 FE해석을 실시하였으며, Table 1 및 Table 2의 시험체 제원 및 역학적 특성 값을 준용하였다.

4.1 FE해석 모델

Fig. 9는 FE 해석모델을 나타낸 것이며, 솔리드 요소(Solid element)로 3차원으로 모델링하였으며, 경계 조건은 플랜지 측면방향에 대한 병진변위를 구속하였고, 벽체 하단은 6자유도 구속, 벽체 상단은 Y축 방향으로 벽체외력 Z를 재하할 수 있도록 하였다. 접촉조건으로는 플랜지, 볼트, 와셔 간 접촉면에 대해서 마찰 계수 0.2를 적용하였다.

재료모델은 2가지 모델을 적용하였으며, 항복강도만 고려한 탄성-완전소성모델(Elasto-Perfectly plastic model, EPPM)과 인장강도까지 고려한 탄성-소성모델(Elasto-plastic model, EPM)이다. 2가지 모델을 적용한 이유는 항복강도를 이용하는 IEC 61400-6[1]의 L형 플랜지 설계와 비교하고, 항복강도 이후의 거동을 분석하여 인장실험결과와 비교 분석하기 위함이다.

강재와 볼트의 탄성계수는 2.1×10^3 MPa. 푸와송비는 0.3을 적용하였다. 또한 볼트의 조임을 상정하여 플랜지의 초기 압축력은 KS B 1010(2009)[9]의 토크의 계수값 시험을 기준으로 실험에서의 조임상태를 고려하여 적용하였다.

FE 해석은 벽체외력 증가에 따른 볼트 인장력 및 플랜지 상하 변위를 추적하기 위해서 과도해석(Transient analysis)을 실시하였다. 파괴모드는 EPPM 해석에서는 볼트의 항복강도, EPM해석에서는 극한강도로 하였다. 또한 재료의 항복점 이후의 비선형 거동을 추적하기 위해서 호장중분법(Arc-length method)이 적용되었다.

FE 해석모델의 적절성을 검증하기 위해 Fig. 2에 나타낸 3개의 이론적 볼트-벽체 외력 곡선모델과 FE 해석결과를 비교 검토하였다. Fig. 10에 보이는 것처럼, FE 해석모델인 EPPM, EPM 모두 VDI 2230의 볼트-외력 곡선모델을 매우 유사하게 추적하고 있음을 알 수 있다.

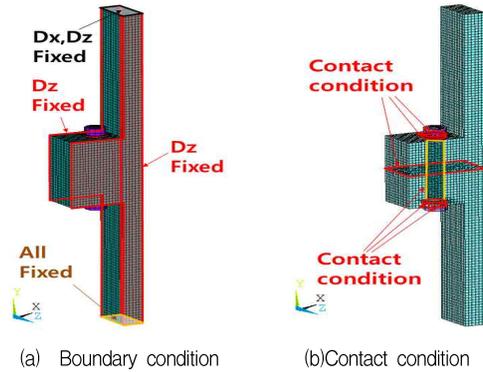


Fig. 9 FE analysis model of L-type flange specimen

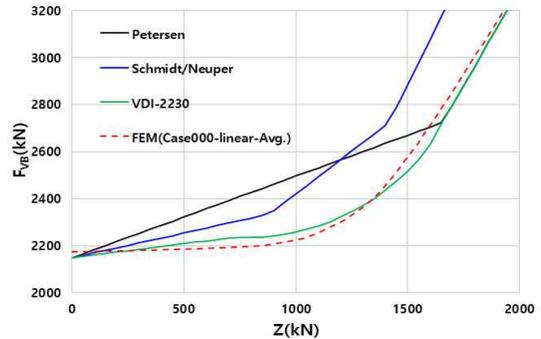


Fig. 10 Comparisons of Bolt-load curve model vs FE analysis results

4.2 인장실험과 FE해석에 의한 하중-변위 거동 비교

Fig. 11~Fig. 13은 인장실험결과와 FE해석(EPPM, EPM)으로 얻어진 하중-변위 곡선과 초기압축응력 등 고선을 나타낸 것이며, 실험결과와 해석결과가 대체적으로 유사한 거동을 보이고 있으며, 초기강성은 FE해석 결과가 약간 크게 나타났으며, 거동 후반부에는 실험결과와 강성이 커지는 경향을 보인다.

EPM 해석은 EPPM 해석에 비해 최대하중과 최대변위가 증가하였으며, EPM 해석에 의한 거동이 인장실험의 결과와 더 근접함을 알 수 있다.

이와 같은 결과는 EPM 해석에서 극한강도를 파괴모드로 하였기 때문에 강재의 항복 이후의 거동을 고려하였기 때문에 실제의 인장실험과 유사하기 때문이다.

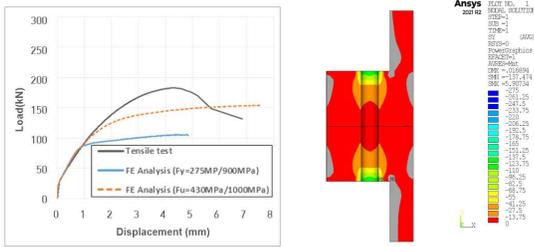


Fig. 11 Comparisons of load-displacement curves in tensile test and FE analysis (M20-1.00)

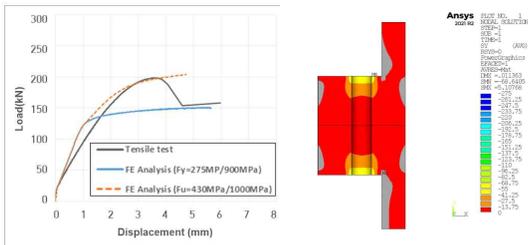


Fig. 12 Comparisons of load-displacement curves in tensile test and FE analysis (M24-1.00)

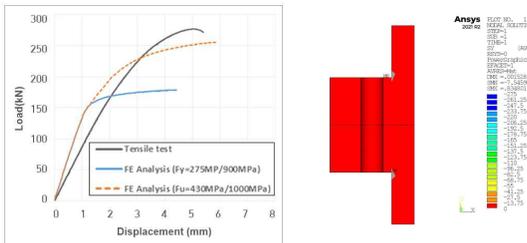


Fig. 13 Comparisons of load-displacement curves in tensile test and FE analysis (M27-1.00)

4.3 인장실험 결과와 식(1)의 산정값과 비교

Table 3는 L형 플랜지의 인장실험 결과와 상관식인 식(1)에 의하여 산정된 벽체외력을 비교하여 나타내고 있으며, 인장실험 결과가 식(1)에 의해 산정된 최대 하중의 계산값보다 8~64 % 크게 나타나고 있다.

이러한 결과는 식(1)은 볼트의 항복을 파괴로 가정하여, 항복 이후의 강화 현상을 고려하지 않았기 때문으로 판단된다.

이러한 점을 고려하면, 볼트장력-벽체외력 상관식인 식(1)은 L형 플랜지의 설계에 적용해도 안전 측면에서 타당한 것으로 판단되지만, 실제 최대하중을 예측하기

Table 3 Comparisons of maximum load in experiments and Wall external force(calculated by Equation (1))

specimens	experiment (kN)	calculation (kN)	experiment /calculation
M24-1.00	197.88	183	1.08
M24-1.73	172.44	134	1.28
M24-3.30	138.63	85	1.64
M20-1.00	182.13	127	1.43
M27-1.00	275.85	238	1.16

위해서는 항복 이후의 강화 현상을 고려한 식의 제안이 필요할 것으로 생각된다.

5. 결론

본 연구에서는 플랜지 내·외측 거리 및 볼트 직경을 변수로 하여 총 5개의 시험체에 대한 인장실험과 더불어 FE해석을 실시하여 L형 플랜지의 거동과 내하력을 평가하였다.

전술한 내용을 종합하여 다음과 같은 결론을 얻었다.

1. L형 플랜지의 인장실험 결과, 시험체의 내·외측 길이 비(b/a)가 증가할수록 최대하중은 감소하며, 최대변위는 증가하고, 하중-변위 곡선의 기울기가 완만해지는 경향을 보였다.
2. 볼트의 직경(d)이 증가할수록 최대하중은 증가하며, 벽체의 변형이 증가하였다.
3. 시험체의 파괴는 볼트와 너트의 나사산이 마모되면서 너트의 탈락으로 인한 파괴와 볼트의 항복에 이어서 벽체가 항복하는 파괴의 2가지 형태를 보였다.
4. EPM 해석은 EPPM 해석에 비해 최대하중과 최대 변위가 증가하였으며, EPM 해석 결과가 인장실험의 결과와 더 유사하였다.
5. 상관관계식(1)로 산정한 벽체외력은 인장실험의 최대하중 보다 8~64 % 작은 값을 보였다.

후기

본 과제(결과물)은 2024년도 교육부의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 지자체-대학 협력기반 지역혁신사업의 연구결과입니다. (2021RIS-002)

참고문헌

- [1] IEC 61400-6 (2020), Wind Energy Generation Systems - Part 6 : “Tower and Foundation Design Requirements”, International Electrotechnical Commission, pp.81~87.
- [2] Petersen, C., 1988, “Stahlbau - Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten”, Vieweg-Verlag, Braunschweig, Germany.
- [3] Y. Ma, P. Martinez-Vazquez, C. Baniotopoulos, 2018, “Wind Turbine Tower Collapse Cases”: A Historical Overview, Institution of Civil Engineers. Proceedings. Structures and Buildings.
- [4] E. L. Grimsmo, A. Aalberg, M. Langseth, A. H. Clausen (2016), “Failure modes of bolt and nut assemblies under tensile loading”, J Constr Steel Res, 126 (2016) pp. 15-25
- [5] American Petroleum Institute (API), 2007, “Recommended practice for planning, designing and constructing fixed offshore platforms- Working Stress Design”, API RP-2A-WSD, 21st edition.
- [6] Schmidt H, Neuper M, 1997, “Zum elastostatische Tragverhalten exzentrisch vorgespannter L-Stöße mit vorgespannten Schrauben”. Stahlbau 66, 163 - 8.
- [7] VDI Guideline 2230 - Part I : Systematic calculation of high duty bolted joints - joints with one cylindrical bolt. VDI-Handbuch Konstruktion. Beuth Verlag GmbH, Berlin., 2003
- [8] Jung D., Hong K. and Choi I., 2021, “The Study for the Behavior Characteristic with the L-type Flange Bolt Connection of the Offshore Wind Turbine Sub-structure”, J. Comput. Struct. Eng. Inst. Korea, 34(5), pp.279~286(in Korean).
- [9] KS B 1010, 2009, High-tensile bolt for friction welding, hexagonal nut and flat washer set, p .22 (in Korean).