



국부 부식손상에 의하여 비대칭 전단저항 복부단면을 가진 강거더의 전단강도 및 거동평가

이명진¹ · 안진희^{2*} · 김인태³

¹박사후과정, 부산대학교, 사회환경시스템공학부 ²조교수, 경남과학기술대학교, 토목공학과

³교수, 부산대학교, 사회환경시스템공학부

Shear Buckling Strength and Behaviors of Steel Plate Girder with Asymmetrical Shear Resistant Web Panel by Local Corrosion

Lee, Myoung Jin¹, Ahn, Jin Hee^{2*}, Kim, In Tae³

¹Postdoctoral Researcher, School of Civil and Environmental Engineering, Pusan National University, Busan, 609-735, Korea

²Assistant Professor, Dept. of Civil Engineering, Gyeongnam Natinal University of Science and Technology, Jinju, 660-758, Korea

³Professor, School of Civil and Environmental Engineering, Pusan National University, Busan, 609-735, Korea

Abstract - The number of the deteriorated bridge has been sharply increased due to the increase in the bridge service period in Korea. Local corrosion problem of structural member can be occurred according to atmospheric corrosion environments based on the installation location of steel bridges. Especially, in case of the plate girder bridge, corrosion damage is concentrated on the web panel and stiffener at girder end. An asymmetrical shear resistant web section in the plate girder bridge can be caused from the local corrosion of the web panel, because local corrosion is not symmetrically occurred to the bridge. In this study, therefore, the shear buckling strength and behavior of a plate girder with asymmetrically corroded web panel was numerically evaluated using FE analysis, which was considering an aspect ratio and corrosion damage level of web panel. The shear buckling strength reduction of an asymmetrical shear resistant web panel was compared and evaluated according to corroded volume ratio for a web panel and for diagonal tension field of a web panel.

Keywords - Local corrosion, Asymmetrically shear resistant web panel, Shear buckling behavior, Shear buckling strength reduction, FE analysis

1. 서론

현재 국내에는 공용수명이 30-40년 이상 되는 노후화 교량 구조물의 수가 급격히 증가하고 있다. 노후된 강교량의 경우 강우, 염분, 온도, 습도 등과 같은 대기부식환경 작용과 지속적인 유지관리부족 등으로 국부적인 부식손상이

발생되고 있다^{[1],[2],[3],[4],[5]}. 특히 강거더 교량의 경우 지점부의 상대습도가 높고 신축이음에서 유출되는 강우 및 동결방지제 용액과 침전물 등에 의하여 지점부 주위 하부플랜지와 지점부 보강재 및 복부판 하부 등에서의 국부적인 부식손상발생 사례가 많이 보고되고 있다^[1]. 이러한 부식손상이 강거더의 지점부에서 발생할 경우, 지점부에 위치한 복부판의 전단좌굴 강도와 지점부의 지압강도가 감소할 우려가 있다. 그러나 복부판의 전단좌굴강도를 지점부 보강재 부식에 의한 지압강도의 감소와 비교하였을 때, 전단좌굴 강도는 복부판의 두께가 얇아 부식손상에 취약하며, 전단좌굴 발생하중이 상대적으로 지압파괴하중보다 작다. 따라서 지점부 강거더에 국부 부식손상이 발생할 경우 상대적으로 복부판의 전단좌굴강도의 감소가 가장 먼저 발생할 수 있을

Note.-Discussion open until October 31, 2014. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on October 29, 2013; revised February 3, 2014; approved on March 27, 2014.

Copyright © 2014 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-55-751-3293 Fax. +82-55-751-3209

E-mail. jhahn@gntech.ac.kr

것이다. 이에 따라 국부부식손상이 발생한 강거더 교량의 경우, 부식손상에 의한 지압강도나 휨강도 감소보다 복부판의 전단좌굴강도 변화에 대한 연구가 우선적으로 수행되어야 할 것으로 판단되며, 국부부식이 발생한 강거더교의 전단좌굴성능 변화에 대한 연구들이 실험적 방법과 해석적 방법으로 진행되어 왔다^{[4],[5]}.

현재까지 진행된 국부부식이 발생한 복부판의 전단좌굴 강도에 대한 연구로는 기계가공을 통하여 인위적으로 단면 손실을 발생시킨 강거더 실험체에 대한 전단좌굴강도를 부식 높이 및 부식 두께를 변수로 하여 실험적으로 평가하였다^[4]. 그리고 동일한 강거더 실험체를 기준으로 부식수준과 복부판 형상비 및 세장비에 따라 부식손상이 발생한 강거더 복부판의 파괴거동 특성과 전단좌굴강도 변화에 대한 연구 및 이에 따른 복부판의 전단파괴 거동에 대한 연구도 진행되었다^[5]. 이와 같은 기준에 수행된 실험적 또는 해석적 연구의 경우 강거더 실험체를 기준으로 전단좌굴강도 변화가 평가되었다. 그러나 실제 강교량에서 사용되는 강거더 복부판의 형상비는 기존의 해석적 연구에서 대상으로 하고 있는 것에 비하여 크므로, 실제 교량에서 부식손상이 발생할 경우 이를 합리적으로 적용 할 수 있을지에 대해서는 검토되지 않았다. 또한 해석적 연구의 경우 복부판의 부식손상을 강거더에 대칭적으로 적용함으로써 복부판에서 동일한 전단저항 성능을 가지도록 가정하였다. 그러나 실제 교량에서는 복부판의 부식손상이 모두 동일하게 발생할 수 없으므로, 전단하중에 대하여 저항하게 되는 복부판의 단면을 구분할 필요가 있으며, 이에 따른 전단강도 변화 역시 평가되어야 할 것이다.

본 연구에서는 국부 부식손상에 의하여 비대칭 전단저항 복부단면을 가진 강거더의 전단좌굴강도 및 거동평가를 위하여 실제 강교량의 복부판 형상비와 유사한 단면에 대하여 국부부식 손상에 따른 전단좌굴강도 변화를 평가하였다. 그리고 이러한 결과를 바탕으로 부식손상에 의한 전단좌굴강도 감소효과를 비교 분석하였다.

2. 부식손상에 의한 비대칭 전단저항 복부판의 구조해석

기준에 수행된 국부 부식된 복부판의 전단실험에서는 복부판의 높이가 800mm 길이가 1200mm, 형상비가 1.5인 실험체를 대상으로 부식손상을 기계가공으로 모사하여 복

Table 1. Shear loading test results^[4]

Specimens	C_h (mm)	t_c (mm)	P_{cr} (kN)	P_{cr} ratio	P_u (kN)	P_u ratio
CH00T6	0	0	673.15	1.00	1286.54	1.00
CH20T2	200	2	610.50	0.91	1275.75	0.99
CH10T4	100	2	597.86	0.89	1152.46	0.90
CH10T2	100	4	659.50	0.98	1186.37	0.92

부판의 전단좌굴 강도 변화를 평가하였다^[4]. 그 결과는 Table 1에 나타난 것과 같이 부식손상을 모사한 높이(C_h), 부식 손상두께(t_c)에 따른 탄성좌굴하중(P_{cr}) 및 극한전단좌굴강도(P_u)로 정리하였으며, 국부부식이 있는 복부판의 탄성좌굴하중 및 극한전단좌굴강도는 부식이 없는 복부판과 비교하여 최대 11% 및 8%정도 감소함을 제시하였다^[4].

2.1 비대칭 복부판의 구조해석 조건

국부부식에 의하여 비대칭 단면을 가진 복부판의 전단좌굴 거동 및 전단좌굴강도 변화를 평가하기 위하여 Fig. 1과 같은 제원의 강거더를 대상으로 구조해석을 실시하였다. Fig. 1에 나타난 것과 같이 구조해석 모델은 실험^[4] 및 기준에 수행된 구조해석 모델^[5]과 동일하게 높이(h)는 800mm이며, 복부판의 두께(t_w)는 6mm로 상하부 플랜지의 두께는 16mm로 하였다. 중간보강재의 두께는 12mm 그리고 부식된 복부판은 길이방향으로 동일한 부식단면을 갖는 것으로 가정하였으며, 부식 손상된 복부판의 높이(C_h)는 하부플랜지에서 100mm 또는 200mm로, 강거더 지점부 간격은 200mm로 하였다. 복부판의 국부부식 손상정도는 복부판의 두께 감소로 표현하여 부식두께를 1mm씩 감소시켜, 잔존 복부판 두께가 1mm일 때까지 해석하였다. 복부판의 높이대 길이의 형상비 변화를 고려하기 위하여 복부판 길이(d_s)는 600, 800, 1200mm로 하였다. 따라서 복부판의 형상비는 0.75, 1.0, 1.5로 결정되었으며, 구조해석에 적용된 강거더의 길이는 1840, 2240, 3040mm이다.

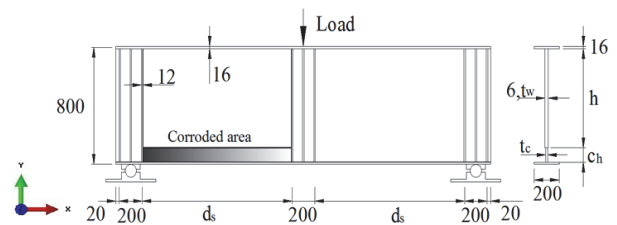


Fig. 1. Dimension of FE analysis model (unit:mm)

본 해석에 고려된 파라메타는 복부판의 형상비 및 부식 손상 높이, 부식손상 두께이며, 형상비 1.5, 1.0, 0.75에 대하여 이를 A, B, C 모델로 구분하였으며, 부식손상 높이를 국부부식(Local corrosion)의 의미로 LC로 구분한 후 부식 높이를 각각 100, 200(mm)으로 표현하였다. 그리고 복부판의 부식손상이 발생한 단면의 두께를 T로 나타낸 후 각각의 부식손상 두께를 : 0(무부식), 1, 2, 3, 4, 5mm로 구분하여 각각의 구조해석 모델을 구분하였다.

2.2 구조해석 모델

국부 부식된 복부판의 전단강도를 평가하기 위해서는, 먼저 탄성좌굴하중 결정을 위한 좌굴해석과 그리고 전단좌굴강도 평가를 위한 비선형 해석을 실시하여야 하며, 비선형 해석은 좌굴모드에 기반을 두어야 한다. 이를 위해서 본 연구에서는 범용구조해석 프로그램인 ABAQUS를 사용하였다. 강거더의 재료특성은 전단실험에서 실시된 재료 실험결과 값을 이용하였다. 본 연구에서 사용한 강거더의 강종은 기존에 수행된 강거더의 전단실험^[4]과 동일한 강종인 SS400으로 가정하였으며, 재료특성은 기존에 수행된 인장 시험 결과를 사용하였다. 구조해석에 사용된 강재의 재료 특성은 탄성계수 206GPa, 프와송비 0.3, 항복강도 359MPa 이다. 그리고 재료의 비선형성을 고려하기 위하여 탄성-완전소성관계를 강재의 재료특성으로 가정하였다. Fig. 2에 본 연구에서 사용된 구조해석 모형과 경계조건 및 강재의 재료특성을 나타내었다.

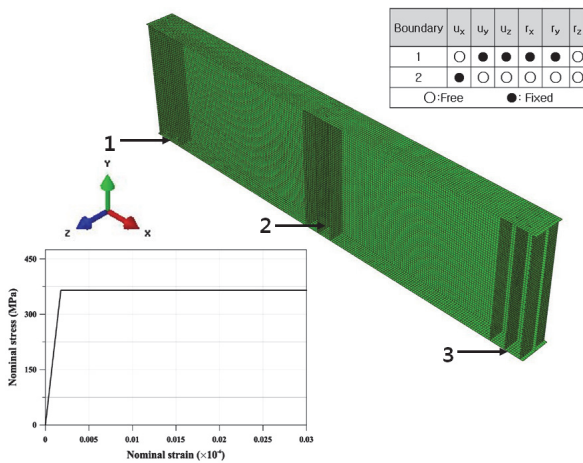


Fig. 2. FE analysis model and boundary condition (material properties)

2.3 구조해석 모델의 검증

본 연구에서는 본 해석 모델을 적정성을 평가하기 위하여 국부 부식된 강거더 실험체의 탄성좌굴하중과 극한전단좌굴강도 실험값^[4]과 본 연구에서 수행된 해석값을 비교하였다.

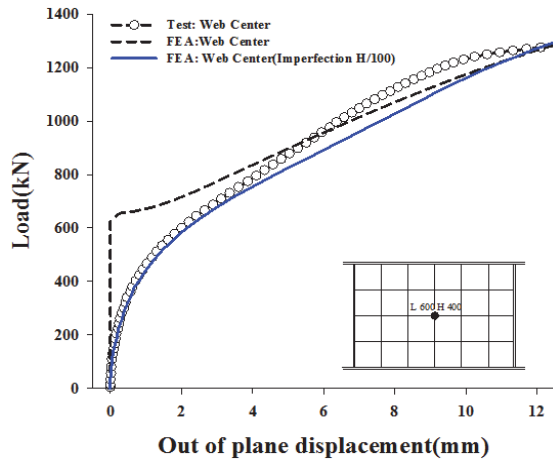
Table 2는 구조해석결과를 실험값^[4]과 비교한 것을 요약하여 나타낸 것이다. Table 2에서 탄성좌굴하중 및 극한전단좌굴강도 값과 비교하였을 때 탄성좌굴하중은 실험값이 해석결과와 비교하여 1.01~1.28배 크게 나타났으나, 극한전단좌굴강도의 경우는 0.88~1.02배로 해석결과 값과 실험결과 값이 잘 일치 하는 것으로 나타났다. 전단좌굴 실험에서의 탄성좌굴하중은 실험체 뒤쪽면에 부착한 스트레인 로제트 게이지에 의하여 측정한 변형률을 적용하여 산정한 주응력1, 2의 관계에 따라 결정됨^[6]에 따라 해석과는 달리 정확한 탄성좌굴하중 값을 실험적으로 확인하기가 어려워 각 실험체 탄성좌굴하중과 해석값의 차이가 크게 나타난 것으로 판단된다.

Fig. 3은 전단실험체중 부식손상의 높이는 다르지만 동일한 부식 두께를 가지는 실험체의 복부판 중앙부 면외변위를 구조해석 및 실험결과와 비교하여 나타낸 것이다. 또한 편심(H/100)의 영향을 고려한 구조해석 결과 값도 나타내었다. Fig. 3에서 실험체의 경우 제작시 도입된 초기 편심 등으로 인하여 하중 재하 초기부터 면외변위가 발생하고 있으나, 편심을 고려하지 않은 구조해석에서는 탄성전단좌굴하중을 초과하면서 면외변위가 발생하고 있음을 알 수 있다. 그리고 편심의 영향을 H/100으로 고려한 구조해석에서는 실험체에서와 거의 동일한 면외변위가 발생하여, 실험체의 전단거동을 정도 높게 해석할 수 있음을 알 수 있다.

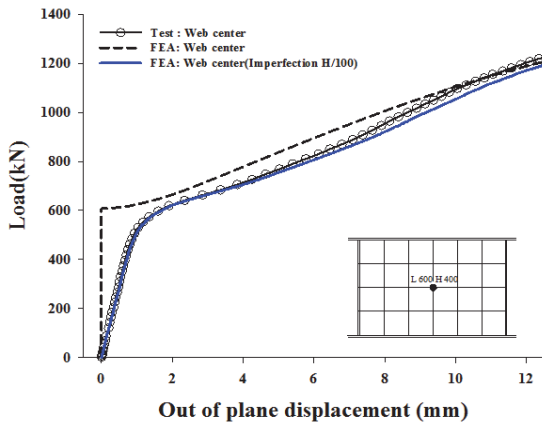
구조해석시 초기편심을 고려하여 해석할 경우와 고려하지 않은 극한전단좌굴강도의 값의 변화는 편심의 동일한 양상을 보이고 있으며, 초기편심을 고려하지 않은 극한전단

Table 2. FE analysis result comparison of test specimens

Specimens	Test ^[4]		FEA		P_{cr}	P_u
	P_{cr} (kN)	P_u (kN)	P_{cr} (kN)	P_u (kN)		
CH00T6	673.15	1286.54	624.33	1430.65	1.08	0.90
CH20T2	610.50	1275.75	531.38	1244.67	1.15	1.02
CH10T2	659.50	1186.37	515.60	1344.81	1.28	0.88
CH10T4	597.86	1152.46	592.43	1273.28	1.01	0.91



(a) LC00T6 model



(b) LC100T4 model

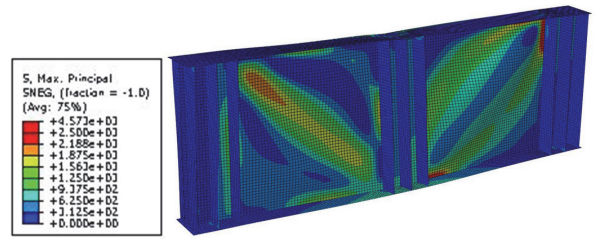
Fig. 3. Load-lateral displacement of web panels (Test results/ FE analysis results)

좌굴강도 값과 비교하였을 때 최대 5%정도 감소하는 것으로 나타났다. 따라서 극한전단좌굴강도의 경우 초기편심의 영향이 미비한 것으로 나타남에 따라 본 연구에서는 부식손상이 비대칭 복부판을 가진 강거더의 극한전단좌굴강도 감소와 전단거동에 미치는 영향에 대해서 중점적으로 논의하고 명확한 전단좌굴하중을 해석적으로 평가하기 위하여 구조해석에는 복부판의 초기편심에 대한 영향은 고려하지 않는 것으로 하였다.

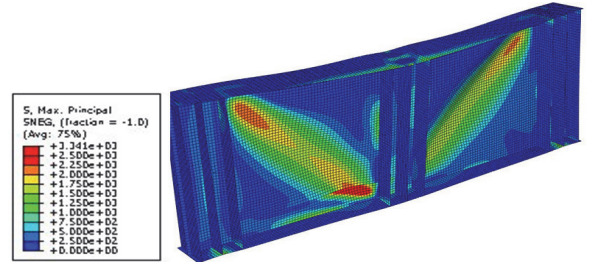
3. 국부 부식된 복부판의 거동

3.1 전단파괴 특성 분석

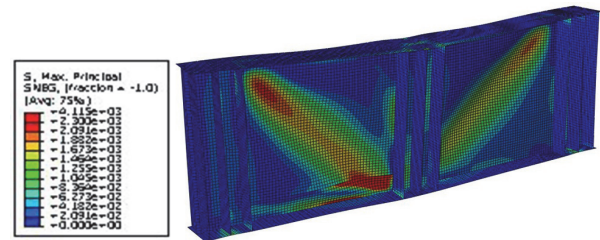
국부 부식된 복부판의 전단거동을 분석하기 위해서 복부



(a) B_1.0_LC00T6



(b) B_1.0_LC100T4

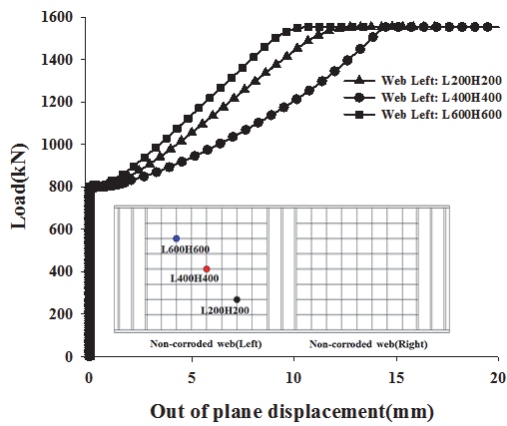


(c) B_1.0_LC100T3

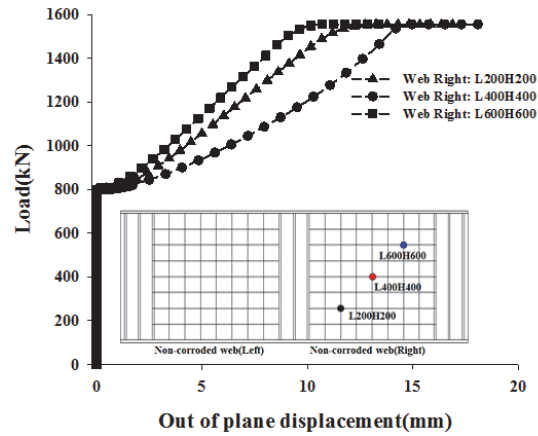
Fig. 4. Deformation and maximum principal stress of web panel

판의 면외변위와 주응력을 비교하여 평가하였다. Fig. 4는 부식손상 정도에 따른 강거더 복부판의 최대 전단좌굴강도에 대한 최대주응력을 면외변위와 함께 나타낸 것이다. Fig. 4에서 최대주응력은 무부식 복부판 대비 부식두께가 2mm, 3mm로 증가할 때 부식손상을 모사한 부분에서의 최대주응력이 집중적으로 크게 발생하는 것을 나타내었다.

Fig. 5~7은 무부식 및 부식 높이 100mm, 두께 2mm, 3mm를 모사한 구조해석 모델의 하중-면외 변위 그래프를 비교하여 나타낸 것이다. Fig. 5에서는 무부식 기준 모델에서 하중-면외변위 그래프는 좌측과 우측으로 나누어서 비교한 것으로 전단하중에 대하여 동일한 전단저항 단면을 가지므로 양쪽 복부판 모두에서 동일한 양상의 면외 변위가 발생하였다. Fig. 6의 부식두께 2mm 모델의 하중-면외변위 그래프에서 동일한 하중에서 부식손상을 모사한 복부판의 면외 변위가 더 증가하는 것으로 나타났다. 그리고 극한전단좌굴강도 이후에도 무부식 복부판에 비교하여 면외변위가 지속적으로 증가하는 것을 알 수 있다.

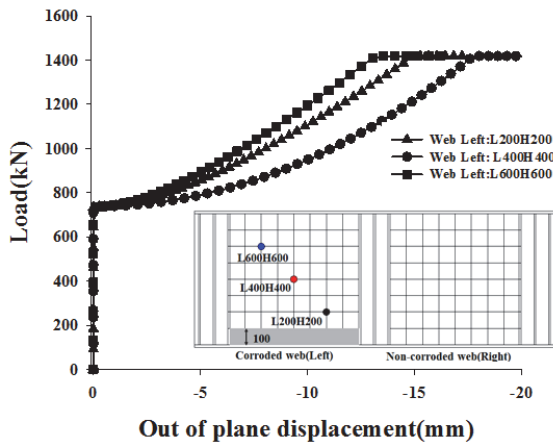


(a) Non-corroded web(Left)

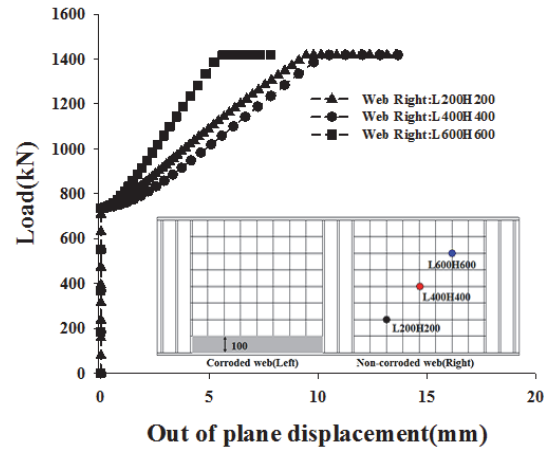


(b) Non-corroded web(Right)

Fig. 5. Load-lateral displacement of web panels (B_1.0_LC00T6)

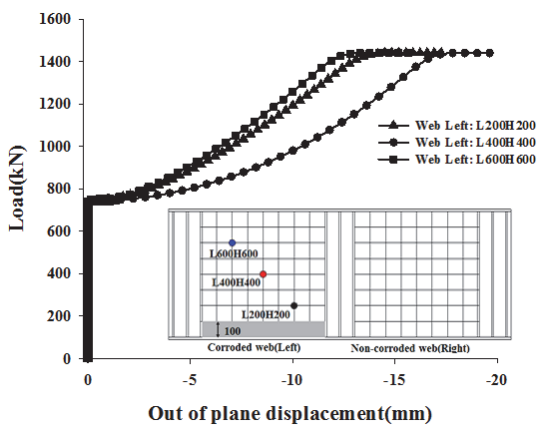


(a) Corroded web(Left)

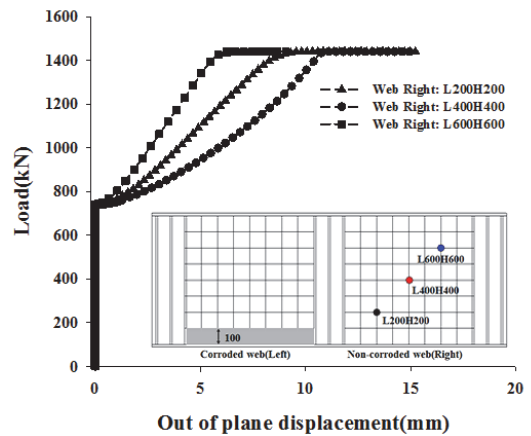


(b) Non-corroded web(Right)

Fig. 6. Load-lateral displacement of web panels (B_1.0_LC100T4)



(a) Corroded web(Left)



(b) Non-corroded web(Right)

Fig. 7. Load-lateral displacement of web panels (B_1.0_LC100T3)

국부 부식손상에 의하여 비대칭 전단저항 복부단면을 가진 강거더의 전단강도 및 거동평가

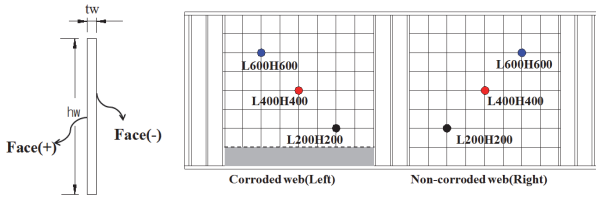


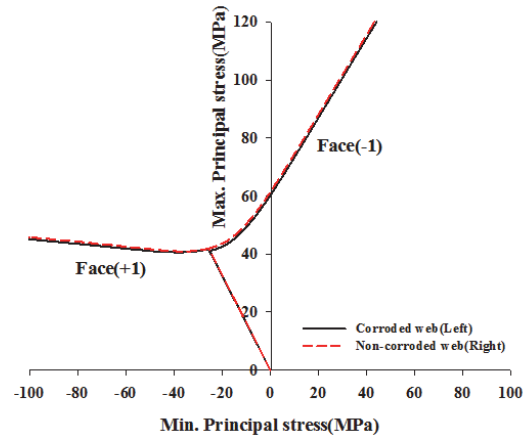
Fig. 8. Reference points

Fig. 7은 부식의 높이 100mm, 두께 3mm인 해석모형의 하중-면외변위를 나타내었다. 부식두께 2mm인 해석모형의 하중-면외변위와 동일한 변화양상을 보이고, 부식 두께가 증가할수록 동일한 하중에서의 면외변위가 증가하는 것을 확인할 수 있다. 이는 부식손상에 의하여 강거더 복부판이 전단하중에 대하여 비대칭 저항단면을 가지게 되므로 단면 손상이 발생한 단면에서 전단하중에 대한 면외변위가 크게 발생하는 것으로 판단되다.

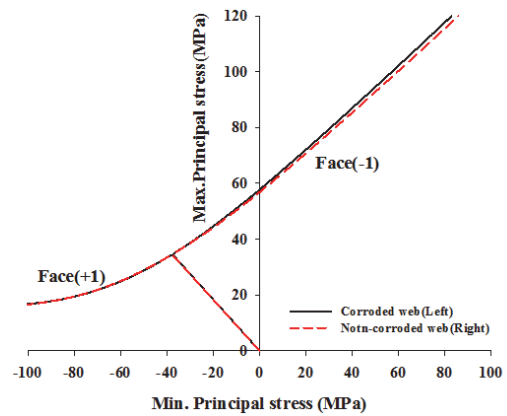
연구에서는 부식손상에 의하여 복부판에서 나타나는 응력 분포와 변화를 평가하기 위하여 전단하중에 대한 복부판의 최대-최소 주응력 변화를 비교하여 평가하였다. 이를 위하여 Fig. 8에 나타난 3점의 내측-외측 평면에 대하여 최대-최소 주응력을 비교하여 Fig. 9, Fig. 10, Fig. 11에 나타내었다.

Fig. 9는 무부식 B_1.0_LC00T6모델의 좌우측 복부판에서 나타나는 최소-최대주응력 관계를 비교하여 나타낸 것으로 전단파괴가 일어나기전의 하중상태에서는 최소, 최대 주응력은 45° 방향으로 동일한 각도로 변화하지만, 전단좌굴 후 인장영역에 의해서 발생하는 후좌굴강도 상태에서는 최소, 최대 주응력의 방향이 여러 방향으로 변화하기 때문에 주응력의 변화 양상이 다르게 나타나는 것을 알 수 있다 [6],[7]. 무부식 B_1.0_LC00T6모델의 경우 비대칭 무식손상 없이 동일한 전단저항 단면을 가지므로 면외변위가 가장 큰 중앙 L400H400에서 최소-최대주응력의 변화가 크게 나타나고 있음을 알 수 있다.

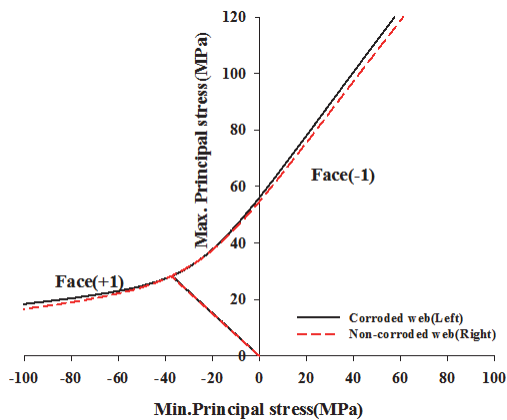
Fig. 10과 Fig. 11은 부식 높이가 100mm 부식두께가 2mm, 3mm의 비대칭 전단 저항 복부단면을 가진 B_1.0_LC00T4와 B_1.0_LC00T3의 최소-최대최소 관계를 비교하여 나타낸 것으로 부식손상에 의하여 단면손상이 없는 중앙 L400H400과 L600H600에서는 부식손상과 관계없이 무부식 모델과 동일한 최소-최대주응력 관계를 가지는 것으로 나타났으나, Fig. 10(a)와 Fig. 11(a)에 나타난 것과 같이 부식손상에 의한 단면변화의 영향이 큰 하부 L200H200



(a) L200H200



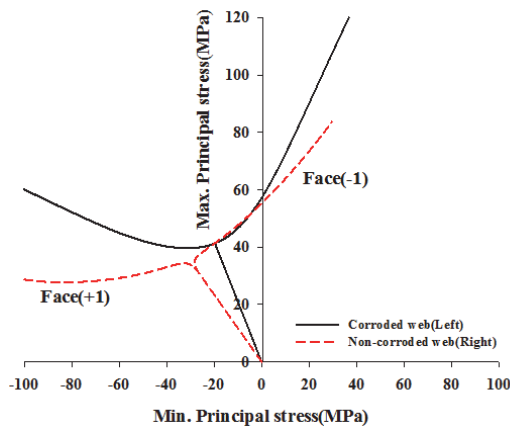
(b) L400H400



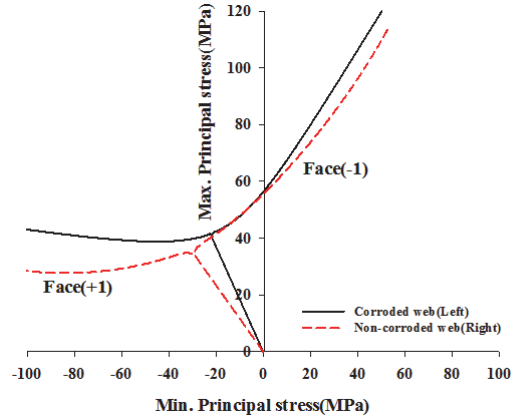
(c) L600H600

Fig. 9. Max-Min principal stress relationship (B_1.0_LC00T6)

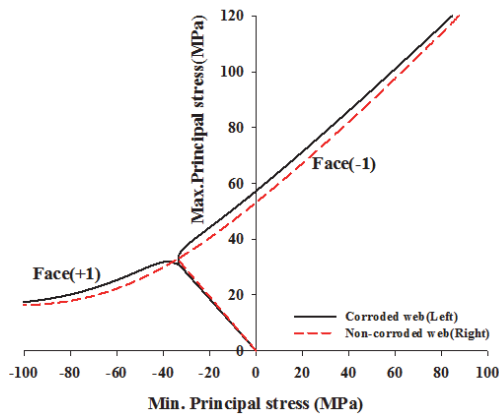
에서는 Fig. 7의 면외변위 관계와 같이 복부판의 부식손상 유무에 따라 내측-외측 평면에서의 최소-최대주응력의 변화가 나타나고 있음을 알 수 있다.



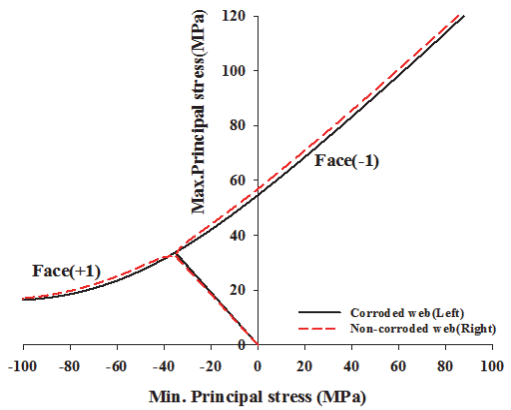
(a) L200H200



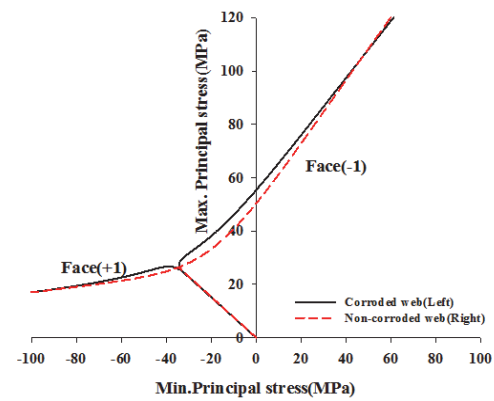
(a) L200H200



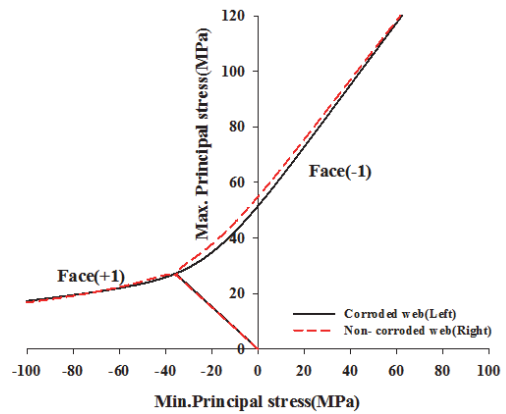
(b) L400H400



(b) L400H400



(C) L600H600



(C) L600H600

Fig. 10. Max-Min principal stress relationship (B_1.0_LC100T4)

Fig. 11. Max-Min principal stress relationship (B_1.0_LC100T3)

3.2 부식에 손상에 따른 전단좌굴강도 감소

3.2.1 부식손상 높이에 따른 전단좌굴강도의 변화

본 연구에서는 부식손상 높이별 전단좌굴강도 감소를 확

인하기 위해서 부식손상된 복부판의 높이를 100mm, 200mm로 달리하여 해석을 진행하였고, 각 해석의 탄성좌굴하중과 극한전단좌굴강도를 비교하였다. Table 3는 부식높이 (C_h) 200mm, 100mm, 부식두께 (t_c)를 1mm에서 5mm까지

Table 3. Shear buckling strengths on aspect ratio

FE Models	a/d	C_h (mm)	t_c (mm)	P_{cr} (kN)	P_{cr} ratio (P_{cr}/Ref)	P_u (kN)	P_u ratio (P_u/Ref)
A_1.5_LC00T6	1.5	200	0	624.33	1.00	1430.65	1.00
A_1.5_LC200T5			1	561.90	0.90	1416.34	0.99
A_1.5_LC200T4			2	493.22	0.79	1330.50	0.93
A_1.5_LC200T3			3	450.93	0.72	1273.28	0.89
A_1.5_LC200T2			4	304.03	0.49	1244.67	0.87
A_1.5_LC200T1			5	236.02	0.38	1187.44	0.83
A_1.5_LC100T5		100	1	598.89	0.96	1419.20	0.99
A_1.5_LC100T4			2	592.43	0.95	1344.81	0.94
A_1.5_LC100T3			3	570.33	0.91	1301.89	0.91
A_1.5_LC100T2			4	515.6	0.83	1273.28	0.89
A_1.5_LC100T1			5	343.13	0.55	1230.36	0.86
B_1.0_LC00T6			1.0	100	0	815.58	1.00
B_1.0_LC100T5	1	784.70			0.96	1534.91	0.99
B_1.0_LC100T4	2	782.96			0.96	1485.40	0.96
B_1.0_LC100T3	3	766.65			0.94	1438.98	0.93
B_1.0_LC100T2	4	734.02			0.90	1408.03	0.91
B_1.0_LC100T1	5	489.35			0.60	1377.09	0.89
C_0.75_LC00T6	0.75	100	0	1055.71	1.00	1772.91	1.00
C_0.75_LC100T5			1	1043.43	0.99	1772.89	1.00
C_0.75_LC100T4			2	1024.04	0.97	1737.45	0.98
C_0.75_LC100T3			3	1002.92	0.95	1701.99	0.96
C_0.75_LC100T2			4	950.14	0.90	1664.47	0.94
C_0.75_LC100T1			5	739.00	0.70	1614.78	0.91

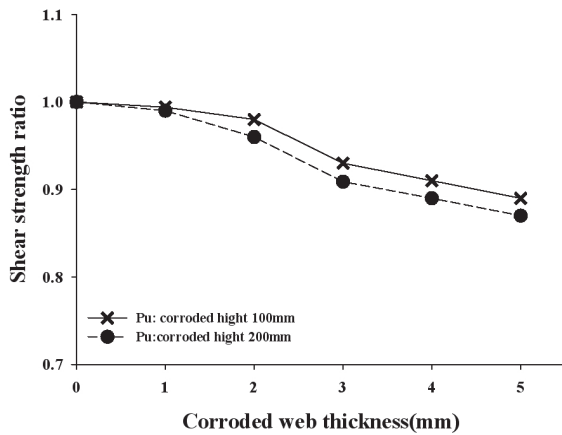


Fig. 12. Shear buckling strength ratio (Corroded web height)

1mm씩 달리하여 구조 해석한 탄성좌굴하중과 극한전단좌굴강도로 나타내었다. 그리고 전단강도비는 부식 해석모델

의 전단좌굴강도/무부식 해석모델의 전단좌굴강도의 비로 나타내었다. Table 3에 나타낸 것과 같이, 무부식 탄성좌굴하중 대비 부식 탄성좌굴하중은 최대 62% 감소하였고, 극한전단좌굴강도는 17% 감소하는 것으로 나타났다.

전단좌굴강도 감소를 부식두께별로 비교하기 위해서 Fig. 12에 부식 두께가 1mm에서 5mm로 1mm씩 증가 하였을 때 극한전단강도 비의 변화를 나타내었다. Fig. 12에서 부식의 두께가 증가할수록 전단강도비가 거의 선형적으로 감소하는 것으로 나타났으며, 또한 부식의 높이가 100mm 일 때 보다 200mm일 때의 전단강도비가 작은 것을 확인할 수 있다. 따라서 비대칭 전단저항 복부판을 가진 강거더에서도 기존 연구^[5]와 같이 부식 높이가 클수록 부식 두께 증가에 따른 전달강도의 감소량이 상대적으로 크다는 것을 알 수 있다.

3.2.2 복부판의 형상비에 따른 전단좌굴강도의 변화

본 연구에서는 실제 구조물의 복부판 형상비를 모사하기 위해서 형상비를 0.75, 1.0, 1.5로 달리하여 해석하여, 형상비 변화에 따른 전단좌굴강도 감소를 비교 검토하였다. Table 3에 형상비에 따른 탄성좌굴하중 및 극한전단좌굴강도 그리고 전단강도비를 비교하여 나타내었다. 복부판의 형상비가 0.75에서 1.0, 1.5로 증가할수록 탄성전단좌굴

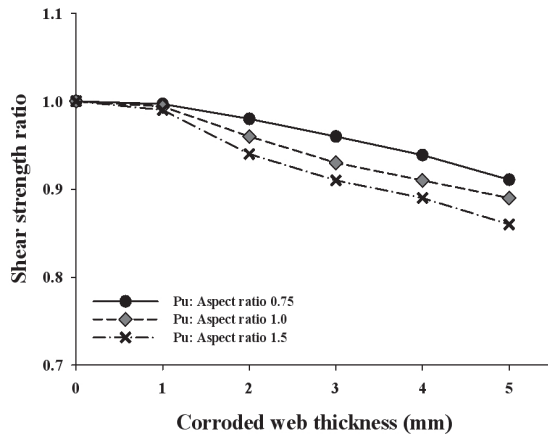


Fig. 13. Shear buckling strength ratio (Aspect ratio)

하중은 최대 34%, 54%씩 감소하고, 극한전단좌굴강도는 최대 16%, 24%씩 감소하였다.

Fig. 13은 부식 높이 100mm이고 부식두께가 1mm에서 5mm까지 1mm씩 증가할 때 형상비에 따른 전단강도비의 변화를 나타내었다. 따라서 비대칭 전단저항 복부판을 가진 강거더에서도 기존 연구^[5]와 같이 복부판의 형상비가 증가할수록 부식두께 증가에 따른 극한전단좌굴강도의 감소량도 증가하는 것을 확인할 수 있다.

4. 부식수준이 고려된 복부판의 전단좌굴강도 평가

4.1 복부판 부식손상량의 정의

일반적으로 복부판의 경우 구조형식에 따라 두께가 변화 되므로 본 연구에서는 부식손상량을 정량화하기 위하여 부식량을 복부판 전체체적에 대한 부식손상된 복부판 체적의 비를 기준으로 평가하였다. 기존에 수행된 연구^[5]의 경우 단순히 전체체적에 대한 부식 부피만을 고려하여 평가하였으나, 전단좌굴에 저항하는 인장영역에 부식손상이 발생할

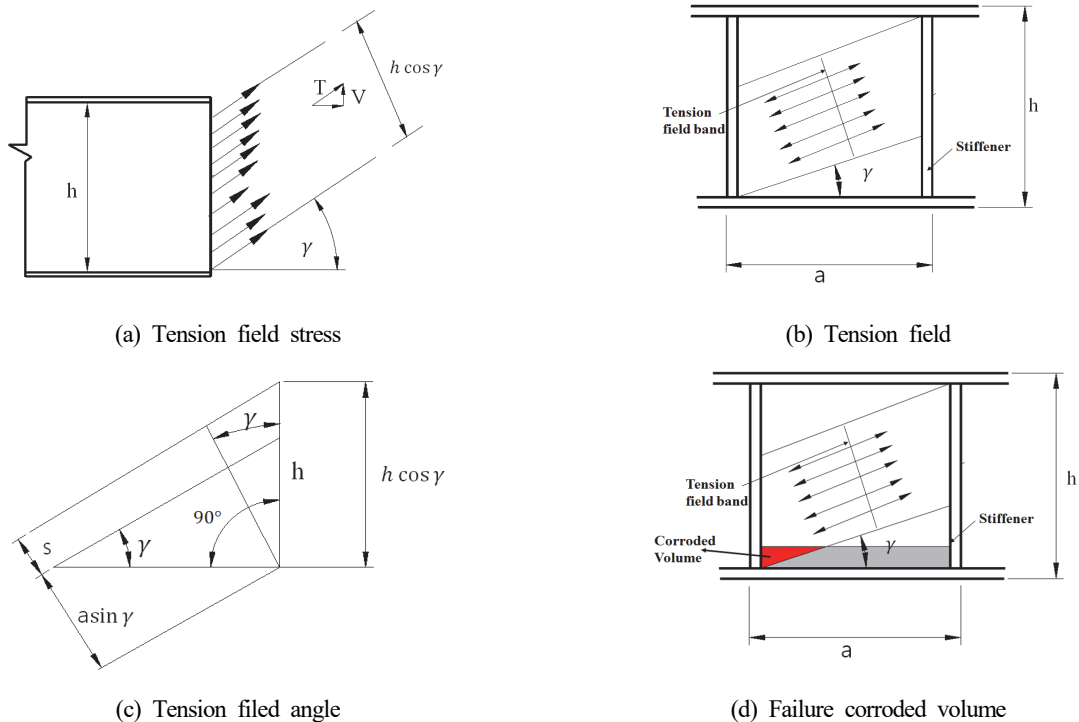


Fig. 14. Tension field and angle^{[8],[9]}

경우에도 이를 고려하여 계산해서 전단강도 변화를 평가하게 되므로 전단좌굴 후의 인장영역 내에서의 부식손상에 따른 전단강도 감소 변화를 반영할 수 없었다. 따라서 본 연구에서는 전단좌굴 후의 전단좌굴에 저항하는 인장력 영역에 대하여 부식손상량을 추가하여 비교 평가하고, 전체 부식부피비와 인장영역장내의 부식부피비에 대한 전단좌굴 감소계수 값의 평가방법을 검토하였다. Fig. 14는 인장력 작용 양상^{[8],[9]}을 이용하여 인장영역장 내의 부식부피를 결정하는 방법을 나타낸 것이다.

복부판의 후 좌굴강도의 이론은 Basler^[9]에 의해서 정립되었으며, 이를 정리한 것을 Fig. 14(a)와 같이 인장력 작용을 고려한 강거더 복부판의 면내응력상태로 나타내었다. Fig. 13(a)와 같은 인장력이 복부판 전체 높이에 걸쳐 발생한다면 총 인장력(T)은 식 (1)과 같이 나타낼 수 있다. 또한, 사인장력 T의 수직분력 V는 식 (2)와 같이 나타낼 수 있다. 강거더 상부 플랜지의 경우 트러스 구조의 상하현재

와 동일한 하중 메커니즘을 나타내어 수직 분력 V를 모두 분담하고, 중간보강재가 압축재로서 충분한 강성을 보유한다면 Fig. 14(b)와 같이 인장력을 표현 할 수 있으므로, Fig. 14(b)을 고려하여 복부판의 인장력 작용으로 인한 후 좌굴강도(ΔV_{tf})는 식 (3)과 같이 나타낼 수 있다. 인장영역 폭(s)는 Fig. 14(c)에 나타낸 것과 같이 식 (4)로 나타낼 수 있으므로 복부판의 인장력 작용으로 인한 후 좌굴강도 식 (3)에 인장영역 폭 식 (4)를 대입하여 정리하면 후 좌굴강도(ΔV_{tf})는 식 (5)와 같이 나타 낼 수 있다. 최대 ΔV_{tf} 를 계산하기 위하여 경계조건($d(\Delta_{tf})/dY=0$)을 적용하여 정리하면 식 (6)과 같이 나타낼 수 있으므로 복부판의 인장력 각도(Y)은 식 (7), (8)에 따라 계산할 수 있다.

$$T = \sigma_t t_w h \cos Y \tag{1}$$

$$V = T \sin Y = \sigma_t t_w h \cos Y \sin Y \tag{2}$$

Table 4. The shear buckling strengths of corroded web volume

FE Model	Corroded volume(%)	Tension field corroded volume(%)	P_u (kN)	P_u ratio (P_u/Ref)
A_1.5_LC00T0	0.00	0.00	1430.65	-
A_1.5_LC200T1	4.17	3.44	1416.34	0.99
A_1.5_LC200T2	8.33	6.88	1330.50	0.93
A_1.5_LC200T3	12.50	10.32	1273.28	0.89
A_1.5_LC200T4	16.67	13.76	1244.67	0.87
A_1.5_LC200T5	20.83	17.20	1187.44	0.83
A_1.5_LC100T1	2.08	0.86	1419.20	0.99
A_1.5_LC100T2	4.17	1.72	1344.81	0.94
A_1.5_LC100T3	6.25	2.58	1301.89	0.91
A_1.5_LC100T4	8.33	3.44	1273.28	0.89
A_1.5_LC100T5	10.42	4.30	1230.36	0.86
B_1.0_LC00T0	0.00	0.00	1547.29	-
B_1.0_LC100T1	2.08	0.63	1534.91	0.99
B_1.0_LC100T2	4.17	1.26	1485.40	0.96
B_1.0_LC100T3	6.25	1.89	1438.98	0.93
B_1.0_LC100T4	8.33	2.52	1408.03	0.91
B_1.0_LC100T5	10.42	3.14	1377.09	0.89
C_0.75_LC00T0	0.00	0.00	1772.91	-
C_0.75_LC100T1	1.39	0.05	1772.89	1.00
C_0.75_LC100T2	2.78	0.10	1737.45	0.98
C_0.75_LC100T3	4.17	0.16	1701.99	0.96
C_0.75_LC100T4	5.56	0.21	1664.47	0.94
C_0.75_LC100T5	6.94	0.26	1614.78	0.91

$$\Delta V_{if} = \sigma_t s t_w \sin \Upsilon \tag{3}$$

$$s = h \cos \Upsilon - a \sin \Upsilon \tag{4}$$

$$\begin{aligned} \Delta V_{if} &= \sigma_t (h \cos \Upsilon - a \sin \Upsilon) t_w \sin \Upsilon \\ &= \sigma_t \left(\frac{D}{2} \sin 2\Upsilon - a \sin^2 \Upsilon \right) \end{aligned} \tag{5}$$

$$\frac{d(\Delta V_{if})}{d\Upsilon} = \sigma_t t_w \left(\frac{h}{2} (2) \cos 2\Upsilon - 2a \sin \Upsilon \cos \Upsilon \right) = 0 \tag{6}$$

$$D \cos 2\Upsilon - a \sin 2\Upsilon = 0$$

$$\text{또는, } \tan 2\Upsilon = \frac{h}{a} \tag{7}$$

$$\sin 2\Upsilon = \frac{1}{\sqrt{1 + (a/h)^2}} \tag{8}$$

여기서, a : 중간 스틱프너 간격, h : 웨브의 높이, Υ : 인장력 각도, s : 인장역장

본 연구에서의 형상비 1.5, 1.0, 0.75를 식 (4), 식 (8)에 적용하여 인장력 각도(Υ)를 결정하면 형상비 1.5일때 16.85°, 인장력 폭은 417.81mm로 산정되며, 형상비 1.0 일때 인장력 각도(Υ)는 22.50°, 인장력 폭 432.96mm, 형상비 0.75 일 때 인장력 각도(Υ)는 26.56°, 인장력 폭은 447.29mm로 산정되었다. 따라서 식 (4), 식 (8)에 의해서 결정된 인장력 폭과 인장력 각도를 적용하면, 인장역장의 작용 범위가 결정되므로 이 값들을 이용하여 Fig. 14(d)에 표현된 것과 같이 인장영역장내 부식부피비(인장역장 부식부피/인장역장 부피)를 결정하였다.

각 형상비에 따른 인장영역장 부피비(인장역장 부식부피/인장역장 부피)를 산정하여 Table 4에 나타내었다. 또한 부식 높이 및 형상비가 변화함에 부식부피에 따른 전단좌굴 강도 감소를 확인하기 위해서 Fig. 15와 Fig. 16에 전체부피비와 인장영역장 부피비에 대한 전단좌굴강도 감소비를 높이 및 형상비별로 나타내었다. Fig. 15와 16에서 부식두께가 증가함에 따라 전단강도비가 감소하는 것과 같이 부식의 부피가 증가함에 따라 전단좌굴강도가 감소하는 것으로 나타났다. Fig. 15와 16에서 복부판의 인장영역장을 구분하여 평가함에 따라 인장영역장 부피비에 따라 전단강도가

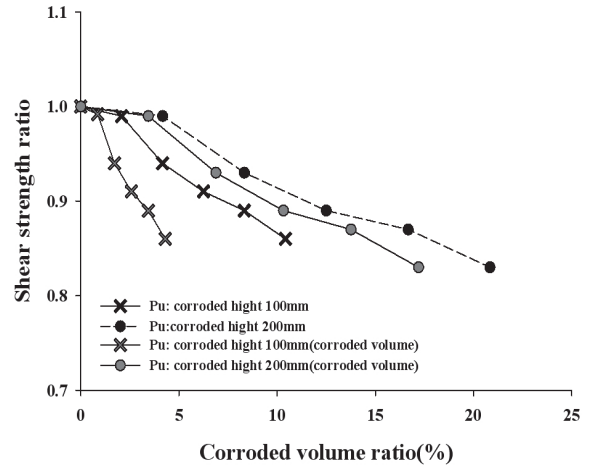


Fig. 15. Shear buckling strength ratio (Corroded height)

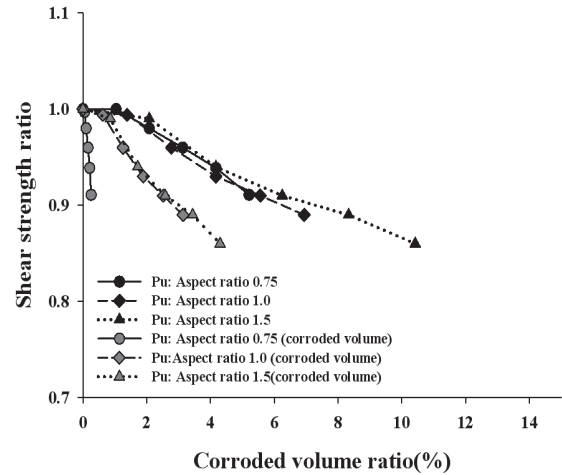


Fig. 16. Shear buckling strength ratio (Aspect ratio)

크게 나타나고 있으나 전체부피비와 인장영역장 부피비에서 복부판의 부식양은 동일하다.

4.2 부식손상 정도를 고려한 복부판의 극한전단강도 평가식

본 연구에서는 강거더에서 발생할 수 있는 국부 부식손상으로 인하여 발생할 수 있는 비대칭 복부 단면 강거더의 전단좌굴 강도를 부식손상 높이, 손상 두께, 그리고 복부판의 형상비 변화에 따라 평가하였다. 이를 통하여 복부판의 부식 손상에 따른 전단강도변화를 앞에서 제시한 복부판 부식손상 부피비에 따라 부식손상량과 극한전단강도비의 관계를 비교 검토하였다.

Fig. 17은 복부판의 전단저항 영역에 영향을 주는 인장

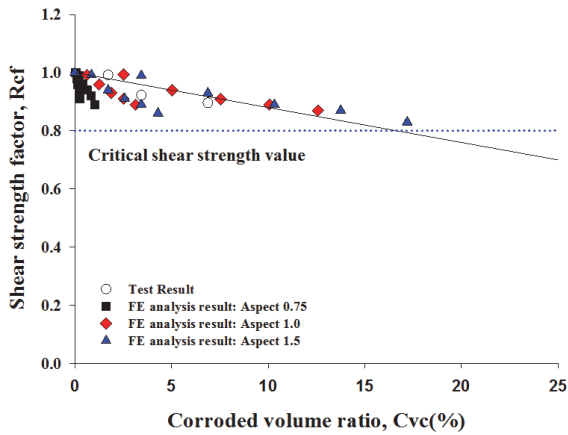


Fig. 17. Shear strength factor (Tension field corroded volume)

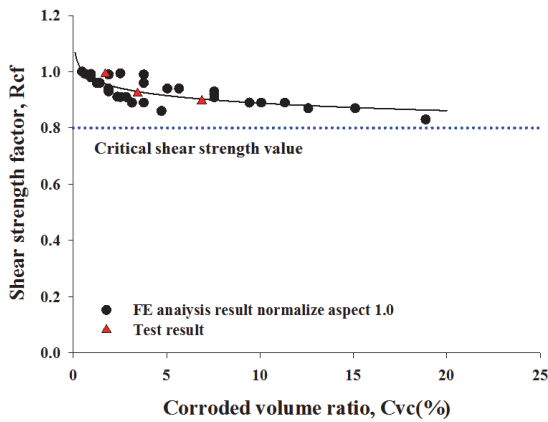


Fig. 18. Shear strength factor (Tension field corroded volume_normalize aspect 1.0)

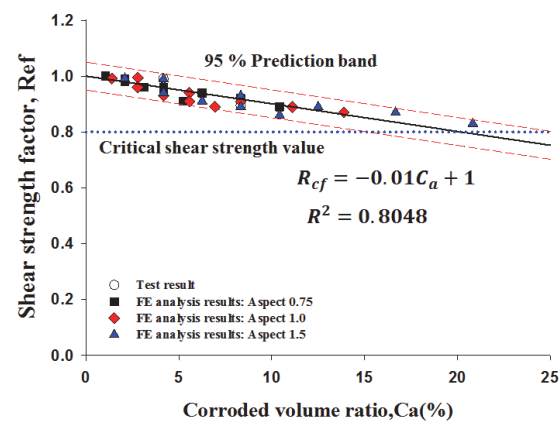


Fig. 19. Shear strength factor (Corroded volume)

영역장을 부식손상과 연관하여 평가하기 위하여 형상비별 인장영역장 부피비에 대한 전단강도 비를 나타낸 것이며, Fig. 18은 형상비에 따라 변화되는 인장영역장의 부피비의

영향을 최소화하기 위하여 복부판의 형상비를 1.0으로 평준화하여 인장영역장 부피비에 대한 전단강도 비를 비교하여 나타낸 것이다. Fig. 17과 18에 나타난 것과 같이 전체 인장영역에서 발생한 부식손상비는 형상비에 관계없이 선형적으로 감소하지만 0.75, 1.0, 1.5 각각의 형상비에 따라 전단저항 영역이 변화하므로 복부판 인장영역에 대한 부식손상비에 대해서 하나의 평가식으로 정량화하는 것이 곤란함을 확인 할 수 있다.

Fig. 19는 기존 연구^[5]에서와 같이 복부판 전체부피와 부식에 의한 복부판 부식부피비에 따른 전단좌굴 강도비를 비교하여 나타낸 것이다. Fig. 17과 18에 나타난 인장영역장 내의 부식부피비와 달리 전체 부피비에 대한 극한전단강도는 복부판 형상비 0.75, 1.0, 1.5, 복부판의 부식높이 100, 200mm, 그리고 부식두께 1mm에서 5mm까지의 변화에 상관없이 선형적으로 감소하고 있음을 알 수 있다. 따라서 전체 부식 부피비와 극한전단좌굴강도 감소계수(RS_f)의 값을 최소자승법을 이용하여 회귀곡선(결정계수 0.8)을 도출하면 식 (11)과 같다. 전체 부식부피비에 따른 극한전단좌굴강도 감소계수 식 (11)에서 부식부피비(C_v), 전단좌굴강도 감소계수 (RS_f)는 식 (9)와 식 (10)과 같이 계산된다. 식 (11)은 복부판의 형상비 0.75, 1.0, 1.5, 복부판의 부식높이 0, 100, 200mm, 복부판의 부식두께 0, 1, 2, 3, 4, 5mm의 해석모델로부터 도출된 극한전단좌굴강도에 근거하여 도출된 평가식이다. 따라서 강거더의 복부판에 부식높이가 200mm이하, 복부판의 형상비가 0.75~1.5이고 국부부식 손상이 발생한 경우, 복부판의 형상비, 부식높이 및 부식두께에 상관없이 식 (11)을 이용하여 강거더의 극한전단좌굴강도를 평가할 수 있을 것이다.

$$C_v = \frac{C_c}{C_s} \tag{9}$$

$$RS_f = \frac{U_c}{U_s} \tag{10}$$

$$RS_f = -0.01C_v + 1.0 \tag{11}$$

여기서, C_v : 복부판의 부식부피비, C_c : 복부판의 부식부피, C_s : 복부판의 부피, U_c : 부식 복부판의 전단좌굴강도, U_s : 무부식 복부판의 전단좌굴강도

일반적으로 설계 및 시공에서 고려되고 있는 공칭전단강도는 전단좌굴강도와 전단좌굴 후 나타나는 인장영역장에 의해서 발생하는 후 좌굴강도를 고려하여 산정하고 있다. 이와 같이 현행 설계식에서는 복부판의 부식손상에 따른 전단좌굴강도의 감소를 고려하고 있지 않다^{[10],[11]}. 따라서 본 연구에서 제안된 식 (11)은 국부부식을 고려한 복부판의 전단좌굴강도를 복부판의 부식손상정도를 고려하여 평가하였으므로 국부 부식손상이 발생한 강거더의 전단좌굴강도 평가에 적용 가능 할 것으로 판단된다.

5. 결론

본 연구는 비대칭 전단저항 복부단면을 가진 강거더의 전단좌굴 거동과 전단강도 변화를 평가하기 위하여 형상비가 0.75, 1.0, 1.5이며, 하부플랜지로부터 부식높이 100, 200mm인 복부판을 대상으로 각각의 부식높이에 대하여 부식두께 0, 1, 2, 3, 4, 5mm에 대한 비선형 전단좌굴해석을 실시하였다. 본 연구에서 얻어진 주요한 결과는 다음과 같다.

- (1) 부식손상에 의하여 비대칭 전단저항 복부단면을 가진 강거더에서는 부식손상이 발생한 복부판의 부식손상이 발생한 부분에서 최대주응력이 크게 나타나며, 부식손상에 의하여 발생한 비대칭 전단저항 단면으로 인하여 부식손상이 발생한 단면에서 전단하중에 대한 면외변위가 크게 나타났다. 또한 부식손상의 유무에 따른 비대칭 면외변위에 따라 부식손상으로 인한 단면 변화의 영향이 상대적으로 큰 복부판 하면에서의 주응력 변화가 면외변위의 발생정도에 따라 나타났다.
- (2) 국부부식에 의하여 비대칭 전단단면을 가진 강거더의 부식 복부판에서의 탄성전단좌굴하중과 극한전단좌굴강도는 부식높이가 0mm에서 100mm, 200mm로 증가함에 따라, 부식두께가 0mm에서 1mm, 2mm, 3mm, 4mm, 5mm로 증가함에 따라 거의 선형적으로 감소함을 확인하였다. 복부판의 부식손상으로 인하여 탄성전단좌굴하중은 최대 62% 감소하였고, 극한전단좌굴강도는 최대 17% 감소하였다.
- (3) 복부판의 형상비가 0.75에서 1.0, 1.5로 증가함에 따라 부식높이와 부식두께의 증가에 따른 탄성전단좌굴하중

과 극한전단좌굴강도의 감소는 현저하게 나타났다. 복부판의 형상비가 0.75에서 1.0, 1.5로 증가함에 따라 탄성전단좌굴하중은 최대 34%, 54%씩 감소하였고, 극한전단좌굴강도는 최대 16%, 24%씩 감소하는 것으로 나타났다.

- (4) 국부부식에 의하여 비대칭 전단저항 단면을 가진 복부판의 극한전단좌굴강도 감소는 복부판의 형상비, 부식높이 및 부식두께에 상관없이 다음의 전단좌굴강도-부식부피비(부식손상된 복부판의 부피/무부식 복부판의 부피)의 관계식을 이용하여 추정할 수 있다.

$$\text{복부판 전단좌굴 감소계수} : RS_f = -0.01C_v + 1.0$$

본 연구에서 제안된 비대칭 전단저항 단면을 가진 강거더의 전단강도 변화를 기존에 수행된 연구결과 등과 비교 평가하고, 복부판의 국부부식 손상 영향을 명확히 고려할 수 있는 추가적인 연구가 진행된다면 부식손상에 의한 복부판의 극한전단좌굴강도 변화를 명확하게 평가할 수 있을 것으로 판단된다.

감사의 글

이 논문은 부산대학교 자유과제 학술연구비(2년)에 의하여 연구되었음.

참고문헌(References)

- [1] Nagai, M., and Miyashita, T. (2009) Recent Topics on Steel Bridge Engineering in Japan: Design and Maintenance, *Proceeding of the 10th Korea-China-Japan Symposium on Steel Structures*, KSSC, pp.65-76.
- [2] 김인태, 장홍주, 정지영(2010) 가시철 부식 강재의 잔존 인장 내하성능 평가에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회 논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제5호, pp.399-409.
- Kim, I.T., Chang, H.J., and Cheung, J.Y. (2010) An Experimental Study on the Evaluation of Residual Tensile Load-Carrying Capacity of Corroded Steel Plates of Temporary Structure, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.5, pp.399-409 (in Korean).
- [3] 김인태, 신창희, 정지영(2010) 부식 H형 강재의 복부좌굴

강도 추정에 관한 기초적 연구, 한국강구조학회논문집, 한국강구조학회, 제22권, 제5호, pp.421-433.

Kim, I.T., Shin, C.H., and Cheung, J.Y. (2010) A Fundamental Study on Evaluation Web Crippling Strength of Corroded H-Beams, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.22, No.5, pp.421-433 (in Korean).

- [4] Kim, I.-T., Lee, M.-J., Ahn, J.-H., and Kainuma, S. (2013) Experimental Evaluation of Shear Buckling Behaviors and Strength of Locally Corroded Web, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.83, pp.75-89.
- [5] Ahn, J.-H., Kim, I.-T., Kainuma, S., and Lee, M.-J. (2013) Residual Shear Strength of Steel Plate Girder Due to Web Local Corrosion, *Journal of Constructional Steel Research*, Elsevier, Vol.89, pp.198-212.
- [6] Alinia, M.M., Gheitani, A., and Shakiba, M. (2011) Post-buckling and Ultimate State of Stresses in Steel Plate Girders, *Thin-Walled Structures*, Elsevier, Vol.49, No.4, pp.455-464.
- [7] Höglund, T. (1971) Simply Supported Thin Plate I-Girders Without Web Stiffeners Subjected to Distributed Trans-

verse Load, *IABSE Reports of the Working Commissions*, International Association for Bridge and Structural Engineering, Vol.11(Proceedings of IABSE Colloquium: Design of Plate and Box Girders for Ultimate Strength), pp. 85-97.

- [8] 최취경(2002) 플랜지-웹 두께비에 따른 플레이트거더의 剪斷挫屈強度(전단좌굴강도), 박사학위논문, 동국대학교.
- Choi, C.K. (2003) *Shear Buckling Strength of Plate Girder with the Ratios of Flange to Web Thickness*, Ph.D. Dissertation, Dongguk University, Korea (in Korean).
- [9] Basler, K. (1961) Strength of Plate Girders in Shear, *Journal of the Structural Division*, American Society of Civil Engineers, Vol.87, No.7, pp.151-180.
- [10] American Association of State Highway and Transportation Officials (1994) *AASHTO LRFD Bridge Design Specifications*, USA.
- [11] American Institute of Steel Construction (2005) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-05), USA.

요 약 : 국내에서는 교량의 공용수명 증가로 노후화 교량의 수가 급격히 증가하고 있다. 강교량의 경우, 가설위치에 따른 대기부식환경에 따라 구조부재에서의 국부 부식손상이 발생 될 수 있다. 특히 강거더 교량의 경우 부식손상이 복부판과 지점부 보강재에 집중적으로 발생된다. 복부판의 국부부식이 교량에 대하여 대칭적으로 발생하는 것이 아니므로 복부판의 국부 부식손상으로 인하여 강거더에서는 전단하중에 대하여 비대칭 복부단면이 발생할 수 있다. 따라서 본 연구에서는 유한요소해석을 통하여 강거더 비대칭 부식 복부단면의 형상비와 부식손상 정도에 따른 전단 좌굴강도 및 전단거동을 거동을 평가하였다. 또한 복부판의 부식손상 부피비와 인장영역에 대한 부식손상비를 고려하여 비대칭 국부 부식손상 단면을 가진 복부판의 전단좌굴강도 감소가 비교 평가되었다.

핵심용어 : 국부부식, 비대칭 전단저항 복부판, 전단좌굴 거동, 전단좌굴 강도 감소, 유한요소해석
