

1-D 요소를 이용한 철골모멘트골조의 WCPF 접합부 해석모델 개발: 연쇄붕괴 저항성능 평가를 위한

이상윤¹ · 유효맹² · 이엽^{3*} · 노삼영⁴

¹공학박사, ㈜엔알씨구조연구소, ²석사과정, 한양대학교, 건축시스템공학과,
³박사과정, 한양대학교, 건축시스템공학과, ⁴교수, 한양대학교 ERICA, 건축학부

Development of Welded Cover Plated Flange Connection Analysis Model of Steel Moment Frame Using 1-D Element: For Evaluation of Progressive Collapse Resistance Performance

Lee, Sang-Yun¹, Liu, Xiao-Meng², Li, Ye^{3*}, Noh, Sam-Young⁴

¹Ph.D, NRC Structure Laboratory Co., Ltd., Seoul, 08503, Korea

²Graduate Student (Master Course), Dept. of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul, 04763, Korea

³Graduate Student (Ph.D. Course), Dept. of Architectural Engineering, Hanyang University, Seoul, 04763, Korea

⁴Professor, Dept. of Architectural Engineering, Hanyang University ERICA, Ansan, 15588, Korea

Abstract - A modeling approach of the WCPF connection by using 1-D element was proposed. The model was developed by substituting the average width of trapezoidal shapes of cover plates welded to the flange and evaluating the equivalent flange thickness based on the moment of inertia. The model was verified by the comparison of the results of a seismic performance test and the numerical analysis results of a progressive collapse test specimen modeled using the solid element. It was confirmed that the proposed WCPF connection model simulates quite well the behaviors of the test specimen and the solid element model.

Keywords - WCPF connection, WUF-B connection, Equivalent moment of inertia, Progressive collapse analysis, Finite element method

1. 서론

건축물의 연쇄붕괴를 방지하고 저항성능을 평가하기 위한 설계방법으로 BS 5950-1^[1], ASCE/SEI 7-10^[2], GSA(2016)^[3], DoD(2009)^[4]에서는 대체경로법을 권고하고 있으며, 현실적인 응답과 신뢰할 수 있는 결과를 얻기 위해서는 비선형 해석이 요구된다. 이에 구조물의 모델링에서는 재료비선형과 함께 기하학적 비선형이

필수적으로 고려되어야 하며, 제거 기둥에 작용하던 중력하중이 인접한 보를 통해 기둥으로 전달되는 과정에서 슬래브 및 보-기둥 부재에 나타나는 축력과 모멘트의 상호작용인 현수거동(catenary action)을 적절히 모사할 수 있는 접합부 모델이 요구된다.

FEMA 355F(2000)^[5]는 보-기둥 접합부의 비선형거동을 모사하는 대표적인 1차원 해석모델로 Krawinkler (FEMA 355C, 2000)^[6]의 모델을 제시하고 있다. 이는 보-기둥 접합부의 패널존을 강체와 회전 스프링으로 모델링하며, 각각의 내진접합부에 대한 항복 및 파괴 변위를 부재 단면치수를 고려한 수식으로 정의하고 있다. 이 모델을 이용하여 Jin and El-Tawil^[7]은 다양한 규모의 철골모멘트골조를 대상으로 전산해석을 수행하여 패널존에 대한 FEMA 350(2000)^[8]의 내진설계지침을 평가하였다.

Note.-Discussion open until June 30, 2024. This manuscript for this paper was submitted for review and possible publication on September 22, 2023; revised on November 13, 2023; approved on November 13, 2023.

Copyright © 2023 by Korean Society of Steel Construction

*Corresponding author.

Tel. +82-31-400-5182 Fax. +82-31-400-5182

E-mail. ly539@hanyang.ac.kr

연쇄붕괴해석을 위해 Khandelwal *et al.*^[9]은 FEMA 355C^[6]가 제시한 모델을 기반으로 하여 전단 접합부에 대한 해석모델을 개발하였다. 이는 회전 스프링으로 패널존의 거동을 결정하는 내진접합부와 다르게, 대각방향으로 배치된 1축 스프링을 적용하여 패널존을 제어하고, 전단 탭(shear tab)의 거동에 대하여 실험체 물성을 기반으로 한 보 및 스프링 요소로 정의하였다. Sadek *et al.*^[10]은 Khandelwal *et al.*^[9]의 전단 접합부 모델에 대하여 실제 볼트 열 위치에 따라 전단 탭을 구성하는 비선형 스프링의 배치를 수정하였고, 스프링의 물성을 FEMA 355D(2000)^[11]에서 명시하는 볼트와 전단 탭 사이의 하중-변위 관계식으로 적용하여 일반화된 모델링 방법을 제안하였다.

철골모멘트골조의 보-기둥 내진접합부로 가장 많이 쓰이는 WUF-B(welded unreinforced flange-bolted web) 및 RBS(reduced beam section) 접합부는 FEMA 350^[8]과 AISC 341-16^[12]에서 실험으로 검증된 인증접합부(prequalified welded connection) 상세이다^[13]. 이 접합부들에 대하여 Sadek *et al.*^[14]은 Khandelwal *et al.*^[9]이 제시한 패널존의 1축 대각 스프링을 적용하여 WUF-B 및 RBS 접합부 모델을 개발하였다. 이때 WUF-B 모델은 중력하중의 재하 시 지배적인 변형이 나타나는 상·하부 플랜지와 전단 탭을 보 및 스프링 요소로 모델링하였다(Fig. 1 참조).

FEMA 351(2000)^[15]은 WUF-B 접합부가 지진에 대한 연성능력을 확보하고 보 내부에서 소성힌지 발생을 유도하도록 상·하부 플랜지에 커버플레이트를 용접하여 보강하는 WCPF(welded cover plated flange) 접합부를 제시하고 있다. Kim *et al.*^{[16],[17]}, Whittaker *et al.*^[18], Ghassemieh *et al.*^[19]은 WCPF 접합부를 적용한 보-기둥 실험체에 대하여 횡력을 반복가력한 내진 실험연구를 수행하였고, Shell 및 Solid 유한요소를 이용한 모델링을 통해 실험 및 해석결과를 비교 및 분석하였다. 이러한 WCPF 접합부에 관한 기존 연구에서는 2차원 또는 3차원 요소를 기반으로 한 연구가 수행되었으나, 이를 전체 구조물을 대상으로 하는 해석에 적용할 때 많은 모델링 시간과 해석 시간이 소요된다. 따라서 모델링의 간편성과 해석 시간의 단축을 위하여 1차원 요소를 이용한 효율적인 모델링 방법이 요구된다.

본 연구에서는 WUF-B 접합부를 기반으로 1차원 요소를 이용한 WCPF 접합부의 해석모델을 제안하였다.

이때, 커버플레이트가 보강된 보 단면과 동일한 단면 2차모멘트를 갖는 등가의 단면을 모델링에 적용하였고, 실험체 및 전산해석을 이용하여 제안한 1차원 요소 모델의 타당성을 검증하였다.

2. 내진접합부 모델링

2.1 WUF-B 접합부

철골모멘트골조의 WUF-B 및 RBS 접합부는 중력하중을 기반으로 하는 연쇄붕괴의 해석적 연구를 위해 Sadek *et al.*^[14]이 1차원 요소를 이용한 모델을 개발하였다. WUF-B 접합부는 Fig. 1에 나타난 바와 같이 강체(rigid link)와 1축 스프링으로 구성된 패널존이 보 요소인 전단 탭 및 상·하부 플랜지와 연결된다. 이때 1축 스프링은 보 및 기둥의 단면 크기와 패널존의 두께를 변수로 한 식 (1)–식 (3)을 통해 패널존 스프링의 강성(k_{pz})과 항복성능(f_{pz})으로 정의된다.

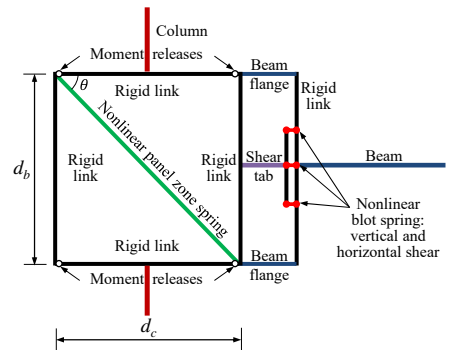


Fig. 1. WUF-B connection model developed by Sadek *et al.*^[14]

$$k_{pz} = \frac{G(d_c - t_{cf})t_{pz}}{(d_b - t_{bf}) \cos^2 \theta} \quad (1)$$

$$\cos^2 \theta = \frac{(d_c - t_{cf})^2}{(d_c - t_{cf})^2 + (d_b - t_{bf})^2} \quad (2)$$

$$f_{pz} = \frac{0.6F_y d_c t_{pz}}{\cos \theta} \left[1 + \frac{3b_c t_{cf}^2}{d_b d_c t_{pz}} \right] \quad (3)$$

여기서, d_b 와 d_c 는 각각 보와 기둥의 단면 깊이, b_c 와 t_{cf} 는 각각 기둥 플랜지의 폭과 두께, t_{bf} 와 t_{pz} 는 각각 보 플랜지와 패널존의 두께, F_y 와 G 는 각각 패널존의 항복강도와 전단탄성계수이다.

2.2 WCPF 접합부

WUF-B 접합부는 보 단부에서 모멘트가 가장 크게 작용하고 용접 작업구(weld access hole)의 상·하부 플랜지에 축력이 집중되어 용접부의 취성파괴가 나타난다. 이러한 취성파괴를 방지하고 보 내부에서 소성힌지가 나타나도록 유도하기 위해 상·하부 플랜지에 커버플레이트를 용접하여 보강하는 WCPF 접합부가 개발되었다.

Fig. 2는 WCPF 접합부에서 상·하부 커버플레이트의 형상으로 용접의 시공성을 고려하여 상부 플랜지에는 변단면 커버플레이트를, 하부 플랜지에는 기존의 플랜지 폭보다 확장된 플레이트로 보강한다. 본 연구에서는 상부의 변단면 커버플레이트를 L_1, L_2, L_3 의 3구간으로 나누고 각각의 평균 폭 $b_{cp,t1}, b_{cp,t2}, b_{cp,t3}$ 으로 대체하여 각 구간에서의 평균 단면2차모멘트를 산정하였다. 이때 Fig. 3(b)과 같이 원래의 플랜지 폭을 유지하고 동일한 단면2차모멘트를 가지는 등가의 플랜지 단면을 해석 모델링에 적용한다.

등가의 단면을 유도하기 위해서 기존 단면과 동일한 중립축을 중심으로 상부 및 하부 단면을 나누어 계산하였다. 중립축 상부 단면에 대한 기존 변단면의 단면2차모멘트 및 등가의 단면2차모멘트는 식 (4)–식 (5)와 같이 계산된다.

$$I_{int,t} = \frac{b_f t_f^3}{12} + b_f t_f \left(y_o + \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{b_{cp,t} t_{cp,t}^3}{12} + b_{cp,t} t_{cp,t} \left(y_o + t_f + \frac{t_{cp,t}}{2} \right)^2 + t_w y_o \left(\frac{y_o}{2} \right)^2 \quad (4)$$

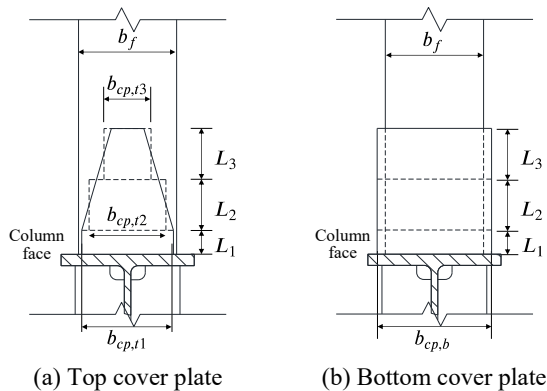


Fig. 2. Substitution of cover plate width

$$I_{eq,t} = \frac{b_f t_{eq,t}^3}{12} + b_f t_{eq,t} \left(y_o + \frac{t_{eq,t}}{2} \right)^2 + \frac{t_w y_o^3}{12} + t_w y_o \left(\frac{y_o}{2} \right)^2 \quad (5)$$

$I_{int,t} = I_{eq,t}$ 를 만족시키기 위한 등가의 상부 플랜지 두께는 식 (6)–식 (7)을 통하여 계산된다.

$$t_{eq,t} = \sqrt[3]{A + y_o^3} - y_o \quad (6)$$

$$A = \frac{t_f^3}{4} + 3t_f \left(y_o + \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{b_{cp,t} t_{cp,t}}{b_f} \left\{ \frac{t_{cp,t}^2}{4} + 3 \left(y_o + t_f + \frac{t_{cp,t}}{2} \right)^2 \right\} \quad (7)$$

같은 방법으로 중립축 하부 단면에 대한 등가의 플랜지 두께 $t_{eq,b}$ 를 구하면 식 (8)–식 (9)로 도출된다.

$$t_{eq,b} = \sqrt[3]{B + (h_w - y_o)^3} + y_o - h_w \quad (8)$$

$$B = \frac{t_f^3}{4} + 3t_f \left(h_w - y_o + \frac{t_f}{2} \right)^2 + \frac{b_{cp,b} t_{cp,b}}{b_f} \left\{ \frac{t_{cp,b}^2}{4} + 3 \left(h_w - y_o + t_f + \frac{t_{cp,b}}{2} \right)^2 \right\} \quad (9)$$

여기서, y_o 는 플랜지 내측에서 중립축까지의 거리, $b_{cp,t}$ 와 $b_{cp,b}$ 는 각각 상·하부 커버플레이트의 폭, $t_{cp,t}$ 와 $t_{cp,b}$ 는 각각 상·하부 커버플레이트의 두께, $t_{eq,t}$ 와 $t_{eq,b}$ 는 각각 상·하부 플랜지의 등가 두께이다(Fig. 3 참조).

Whittaker and Gilani^[20], Kim *et al.*^{[16],[17]}이 수행한 WCPF 접합부의 내진성능 실험연구에서, 보-기둥 접합부의 반복가력 실험 시 보 단부에서의 상·하부 플랜

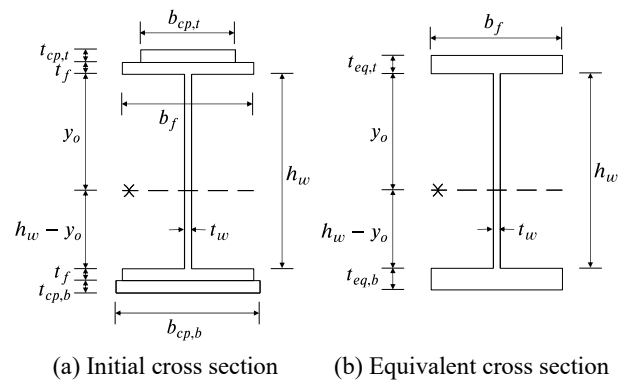


Fig. 3. Cross section variables of beam reinforced with cover plate

지 및 웨브가 국부좌굴로 인하여 파괴되었으며 파괴 시까지 단부 변형이 크게 발생하지 않은 것으로 보고 되고 있다(Fig. 4 참조). 이러한 연구결과들을 바탕으로 본 연구에서는 Fig. 5와 같이 강체의 패널존과 보를 강접하여 연결하고 변단면 커버플레이트를 등가의 단면으로 고려한 모델링 방법을 제시한다. 본 모델은 FEMA 355C^[6]에서 제시한 접합부 모델과 유사하나, Krawinkler 모델의 패널존 회전 스프링 대신 WUF-B 접합부 모델링에 적용된 대각 방향 1축 스프링을 도입하고 커버플레이트 등가단면을 고려하는 차이가 있다. 따라서 패널존 스프링의 물성은 WUF-B 접합부 모델링에 적용되는 식 (1)~식 (3)을 사용하였다.

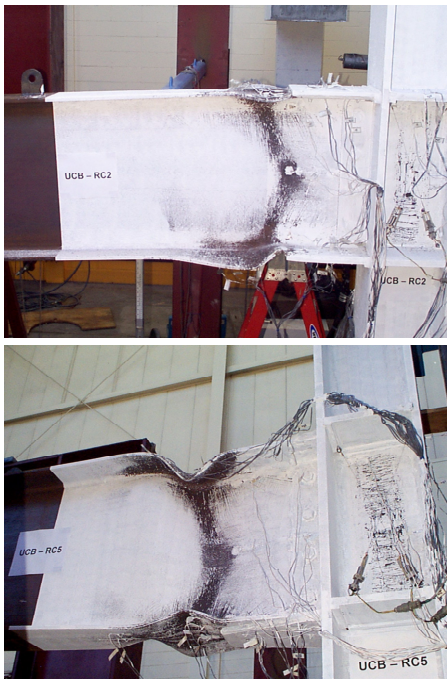


Fig. 4. Failure mode of WCPF connection test specimen by Kim *et al.*^[16]

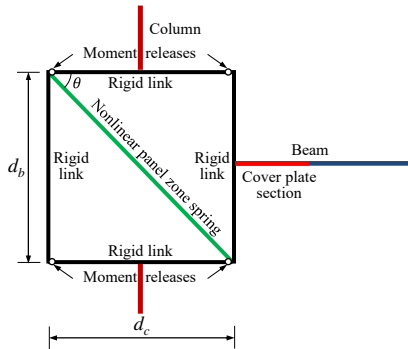


Fig. 5. WCPF connection proposed in this study

3. WCPF 접합부 모델의 타당성 검증

상기의 1차원 요소를 이용한 WCPF 접합부 모델의 타당성을 확인하기 위하여 3차원 솔리드 요소를 적용한 모델의 해석결과와의 비교 및 WCPF 접합부에 대한 타 연구자의 실험결과와의 비교를 진행하였다.

3.1 솔리드 요소 해석모델을 이용한 검증

3.1.1 WCPF 접합부 솔리드 요소 모델

WCPF 접합부의 솔리드 요소 모델링 및 평가를 위해 Lee^[21]에서 검증된 Fig. 6의 WUF-B 접합부 실험체를 선정하였다. 실험체는 중앙부 기둥이 제거된 6.10 m 두 개의 경간과 3.66 m 높이의 기둥으로 구성되었다. 양 외측의 기둥 상부는 두 개의 대각 가새에 의해 지지되었다. 실험체의 물성은 패널존의 보강판, 보, 기둥에 대하여 ASTM A992($F_y = 359$ MPa, $F_u = 496$ MPa), 보-기둥 접합부의 전단 탭과 수평 스티프너(continuity plate)에 대하여 ASTM A36($F_y = 309$ MPa, $F_u = 465$ MPa), 그리고 ASTM A490의 고력볼트가 사용되었다. 제거된 중앙부 기둥 상단에 하중이 재하되었으며 동일한 위치에서 하중-수직변위가 측정되었다. 실험체의 보에 발현되는 축력은 각 부재의 중앙부에 설치된 스트레인 게이지에 의해 측정되었다. 이에 대한 상세한 내용은 Lee^[21]를 참조할 수 있다.

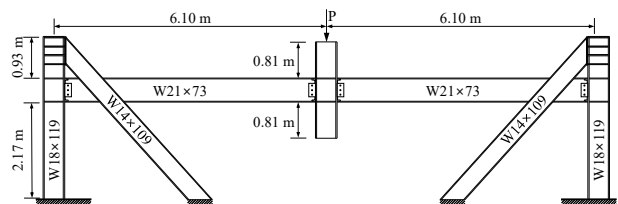
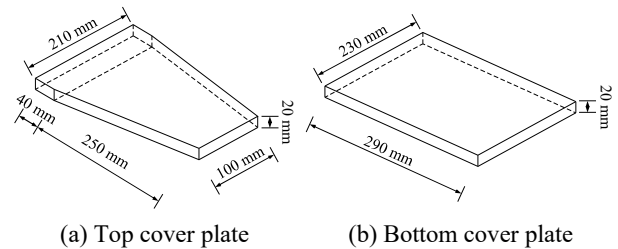


Fig. 6. Progressive collapse resistance performance test of WUF-B connection by Sadek *et al.*^[14]



(a) Top cover plate (b) Bottom cover plate

Fig. 7. Cover plates of WCPF specimen designed according to FEMA 351^[15]

상기의 실험체를 바탕으로 한 WUF-B 접합부 솔리드 모델에 커버플레이트를 보와 동일한 물성으로 가정하여 FEMA 351^[15]에 따라 설계 및 적용하였다(Fig. 7 참조).

실험체와 커버플레이트의 물성은 각 부재의 재료시험결과를 반영, 소성 이후의 재료물성으로 Ramberg-Osgood model을 사용하였다. 솔리드 모델의 보-기둥 연결부는 8절점 솔리드 요소(C3D8), 그 외의 부재에 대하여 4절점 쉘 요소(S4R), 가새는 Connector로 모델링하였다. 보-기둥 연결부에서 전단 탭과 접촉하는 보 웹브와 고력볼트 간 상호작용은 ABAQUS^[22]가 제공하는 Contact Interaction Property를 적용하였으며, 접촉면에 수직인 방향에 대한 접촉응력-간격(Pressure-Overclosure) 조건을 Hard Contact로 적용하였다. 접촉면과 평행한 방향으로 Penalty Friction Formulation을 적용하였으며, 이때 마찰계수 μ 는 AISC 360^[23]에서 제시된 마찰접합 Class B(unpainted blast-cleaned steel surface)의 미끄럼계수 0.5를 적용하였다. 또한 보-기둥 연결부에서 접합되는 보의 상·하부 플랜지, 전단 탭, 수평 스티프너 및 커버플레이트는 Constraint 기능을 이용하여 Tie 조건으로 적용하였다. 바닥을 지지하고 있는 두 기둥에 대하여 모든 자유도를 구속하였고, 해석 수행시간의 효율 및 대칭성을 고려하여 1/2 모델로 구성하였다. 메쉬의 분할은 수평 스티프너, 보-기둥 연결부 및 패널존 영역에서 응력분포 및 거동이 복잡하게 나타나므로 요소크기를 2 cm로 하여 17,200개의 요소를, 커버플레이트는 1 cm 크기의 요소로 분할하여 2,594개의 요소를 분할하였다. 그 외의 영역에서는 부재의 길이방향에 따라 10~15등분으로 분할, 총 6,145개의 요소망으로 나누어 모델을 생성하였다.

이상의 WCPF 접합부에 대한 솔리드 요소 모델링을 Fig. 8과 Table 1에 나타냈다.

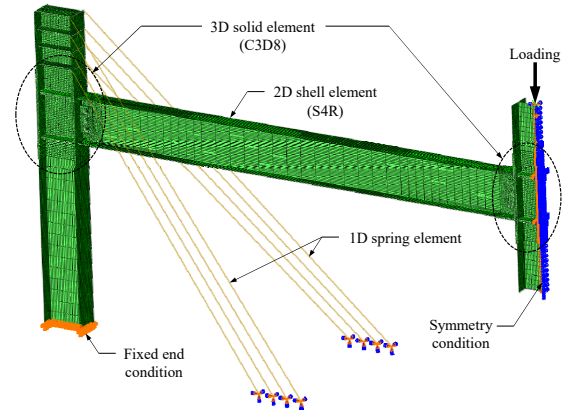
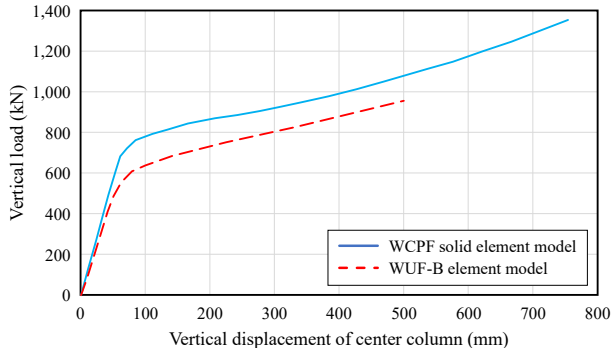


Fig. 8. Solid element WCPF connection model based on WUF-B connection test performed by Sadek *et al.*^[14]

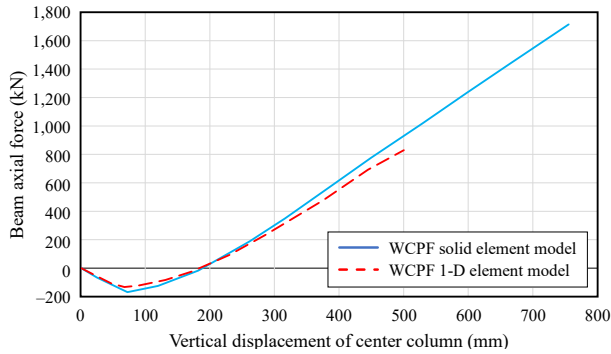
상기의 해석모델에 대하여 중앙부 기둥의 상단에서 중력방향으로 변위제어를 수행하였으며, 이에 대한 해석결과와 Lee^[21]에서 검증한 WUF-B 접합부 솔리드 요소 모델의 해석결과를 Fig. 9에 비교하였다. WCPF 접합부 솔리드 모델에 대한 해석 결과, WUF-B 접합부 대비 항복하중이 24 % 증가하였고, 최대하중 및 변위가 1,356 kN, 753 mm로 나타나 각각 42 %, 51 % 향상되었다. 이는 WCPF 접합부가 WUF-B 접합부에 커버플레이트가 추가되어 제작되므로 커버플레이트에 의해 보강된 효과를 반영하고 있다. 또한 보의 축력은 파괴 시까지 WUF-B 접합부 실험체의 결과와 유사하게 나타났다. WCPF 접합부의 항복은 $P = 616$ kN 재하 시 중앙부 보-기둥 접합부에 있는 커버플레이트가 비보강된 영역의 상하부 플랜지에서 우선적으로 나타났다(Fig. 10(a) 참조). 이후 수직하중이 $P = 1,356$ kN

Table 1. Modeling summary of WCPF solid element model

Member	Element type	ABAQUS modeling	Element number	Note
Column	Solid, shell	8-node linear brick (C3D8), 4-node shell (S4R)	Solid: 8,374; Shell: 3,255	- Boundary condition: Constraint = U1, U2, U3 - Symmetry condition: XSYMM - Rigid joint: Tie option - Interaction: Hard Contact, Penalty Friction ($\mu = 0.5$)
Girder			Solid: 5,424; Shell: 2,200	
Continuity plate			Solid: 640; Shell: 690	
Cover plate	Solid	8-node linear brick (C3D8)	Solid: 2,594	
Shear tab			Solid: 1,562	
High tension bolt			Solid: 1,200	
Diagonal brace			1-axis spring	F1 of Cartesian in Connector option

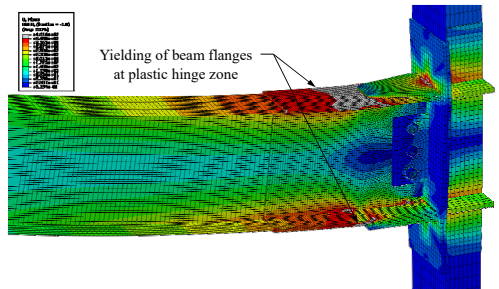


(a) Vertical load-displacement curves

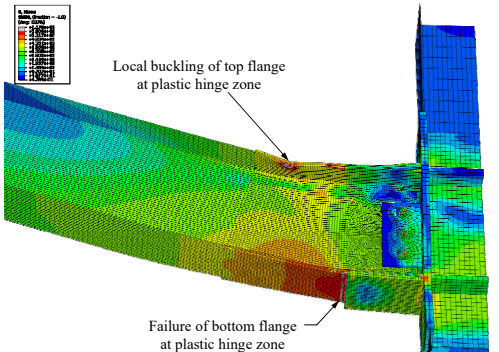


(b) Beam axial force-displacement curves

Fig. 9. Comparison of results from WUF-B specimen and WCPF specimen by using solid element models



(a) Stress of beam connected to the center column under $P = 616$ kN [MPa]



(b) Stress of beam connected to the center column under $P = 1,356$ kN [MPa]

Fig. 10. Von Mises stress contour of WCPF-solid element model

까지 점진적으로 증가하였으며 Fig. 10(b)와 같이 중앙부 기둥과 연결된 보 단부에서 비보강된 영역의 상부 플랜지에서 국부좌굴(local buckling), 하부 플랜지에서 연성 찢어짐 파괴가 나타났다. 또한 솔리드 모델은 전단 탭과 연결된 고력볼트에서 국부적으로 응력이 집중되었으나 파괴 시까지 항복에 도달하지 못하였다. 기둥에 인접한 보 단부에서의 변형이 거의 나타나지 않았으므로 WCPF 접합부의 모델링 시 Fig. 1의 WUF-B 모델에서 고려하였던 상하부 보 플랜지와 웹, 전단 탭을 생략하여 Fig. 5와 같이 강점으로 연결된 보 요소로 대체할 수 있음을 확인하였다.

3.1.2 WCPF 접합부 1-D 모델의 검증

Fig. 5에 제안한 1차원 요소를 이용한 WCPF 접합부 모델의 타당성을 확인하기 위해, 상기의 솔리드 요소 모델 실험체를 1차원 요소를 이용하여 모델링하였다 (Fig. 11 참조). 보와 기둥은 2절점 보요소(B31), 패널존의 강체연결은 강체요소(RB3D2), 패널존의 1축 스프링은 Connector로 모델링하였다. 메쉬의 분할은 보, 기둥 및 접합부의 각 부재에 대한 길이방향에 따라 10~20등분으로 분할하여 228개의 요소망으로 나누어 모델을 생성하였다. 이에 대한 ABAQUS 모델링의 요약을 Table 2에 나타냈다.

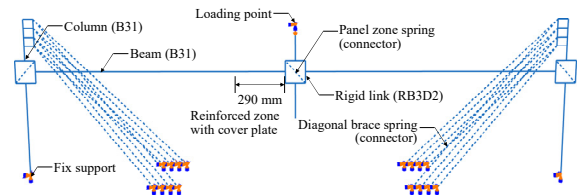


Fig. 11. 1-D element WCPF connection model based on WUF-B connection test performed by Sadek *et al.*^[14]

패널존의 1축 스프링 물성은 Fig. 12와 같이 완전탄소성거동으로 정의하였으며, 식 (1)~식 (3)에 의해 탄성계수 k_{pz} 는 2.37 MN/mm, 항복력 f_{pz} 는 2.77 MN, 항복 및 파괴변위 $\delta_{pz,y}$, $\delta_{pz,u}$ 는 각각 1.2 mm, 65.2 mm로 산출되어 이들 값을 모델링에 적용하였다. 변단면 커버플레이트를 고려한 상·하부 플랜지의 등가 두께 t_{eq} 는 Fig. 2(a)의 변단면 형상을 고려, Fig. 13과 같이 평균 폭으로 대체한 후 보 단면 및 커버플레이트의 제원을 식 (6)~식 (9)에 적용하여 산정하였다(Table 3 참조).

Table 2. Modeling summary of WCPF model

Member	Element type	ABAQUS modeling	Element number	Note
Column, girder	Beam	2-node linear beam (B31)	162	- Pinned joint: Constraint = U1, U2, U3, UR1, UR2
Panel zone	Rigid	Discrete rigid element (RB3D2)	66	
	1-axis spring	U1 in Connector option	3	
Diagonal brace	1-axis spring	U1 in Connector option	12	- Rigid joint: Tie option

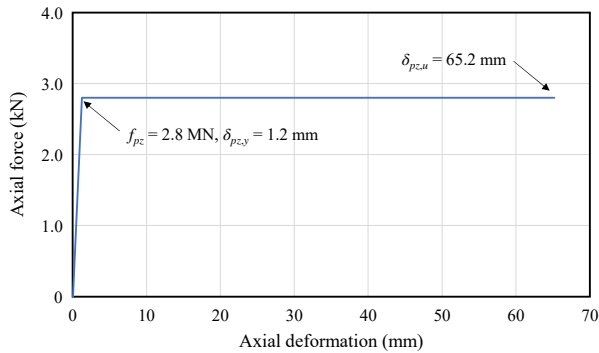


Fig. 12. Panel zone spring of WCPF model

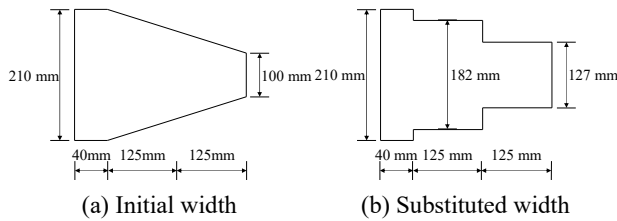


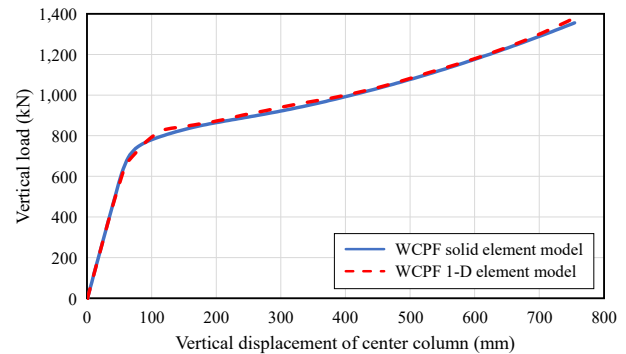
Fig. 13. Substitution of cover plate width at top flange for WCPF model

Table 3. Equivalent thickness t_{eq} of flanges for WCPF model

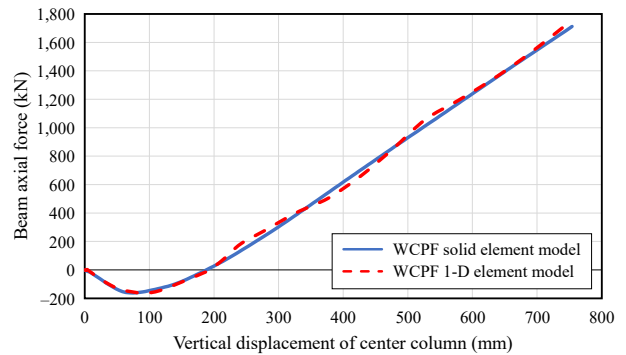
Section	Equivalent thickness (mm)	
	Top flange	Bottom flange
L_1 (40 mm)	39.1	40.9
L_2 (125 mm)	36.6	40.8
L_3 (125 mm)	31.5	40.8

Fig. 11의 1차원 요소 모델에 대하여 3.1절에 기술한 솔리드 요소 모델의 해석방법과 동일하게 중력방향으로 변위제어에 따른 해석을 수행하였다. Fig. 14는 WCPF 접합부의 솔리드 요소를 적용한 솔리드 모델과 본 연구에서 제시하는 1차원 요소 모델링 방법에 의해 도출된 해석결과를 나타내고 있다. 솔리드 모델 결과와 비교하여 1차원 요소 모델은 하중-변위 곡선에서

초기강성 및 거동, 최대강도가 유사하게 나타났고, 보의 축력-변위 곡선에서 압축아치 및 현수거동이 잘 일치함을 확인하였다. Fig. 15은 파괴하중 $P = 1,356$ kN의 재하 시 1차원 요소 모델의 변형형상을 나타내며 보 단부에서 부재의 파괴응력인 $\sigma_{VM} = 580$ MPa를 확인하였다. 이때 1차원 보 요소의 응력은 단면력을 이용해 계산된 von Mises 응력이다. 보의 파괴응력은 커버플레이트에 의해 보 내부로 소성힌지가 유도되어 커버플레이트 끝단 위치에서의 하부플랜지에서 나타났으며, 이 결과를 통해 솔리드 모델의 해석결과와 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.



(a) Vertical load-displacement curves



(b) Beam axial force-displacement curves

Fig. 14. Comparison of results from solid element model and 1-D element model of WCPF connection

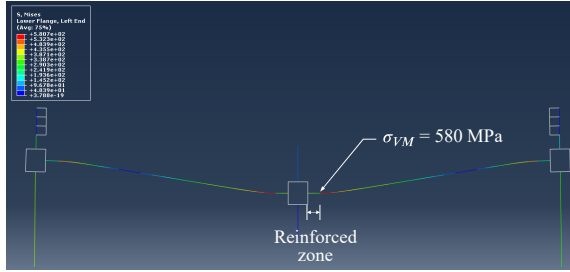


Fig. 15. Deformation and failure stress of WCPF 1-D element model under $P = 1,356 \text{ kN}$ [mm]

3.2 실험결과를 통한 검증

WCPF 접합부 모델에 대한 타당성을 검증하기 위해 Whittaker *et al.*^[18]에서 수행한 보-기둥 접합부의 실험체(Fig. 16)를 선정하여 반복가력해석을 수행하였다. 보와 기둥의 길이는 각각 3.70 m와 4.00 m이며, 상부 및 하부의 커버플레이트가 각각 25 mm, 22 mm로 보강되어 있다. 실험체의 물성은 패널존의 보강 및 연속판, 보, 기둥에 대하여 ASTM A572 Grade 50($F_y = 345 \text{ MPa}$)과 ASTM A325의 볼트가 사용되었으며, 기둥의 단부는 핀지지에 의하여 콘크리트 블록에 고정되었다. 이 실험체를 3.1.2에서 적용한 방법에 따라 보와 기둥은 2절점 보요소(B31), 패널존의 강제연결은 강제요소(RB3D2), 패널존의 1축 스프링은 Connector로 모델링하였다(Fig. 17 참조).

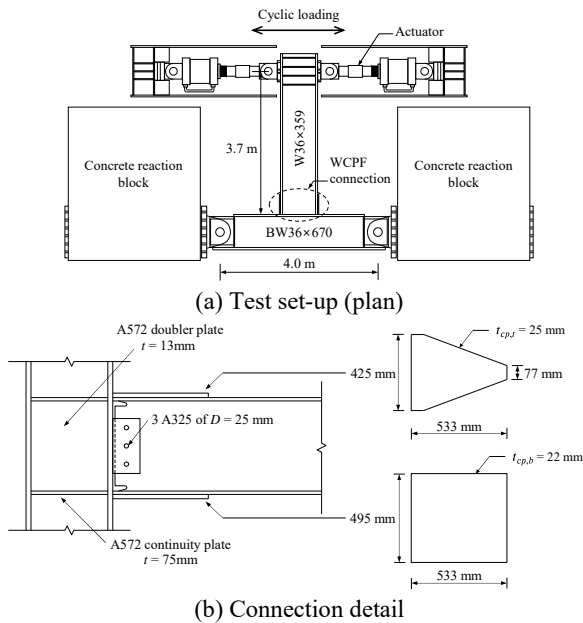


Fig. 16. Seismic performance test of WCPF connection by Whittaker *et al.*^[18]

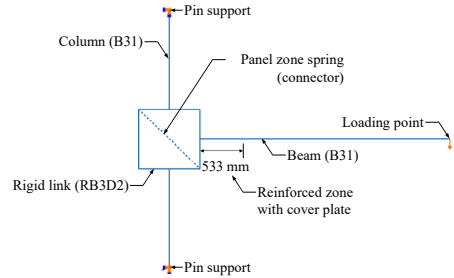
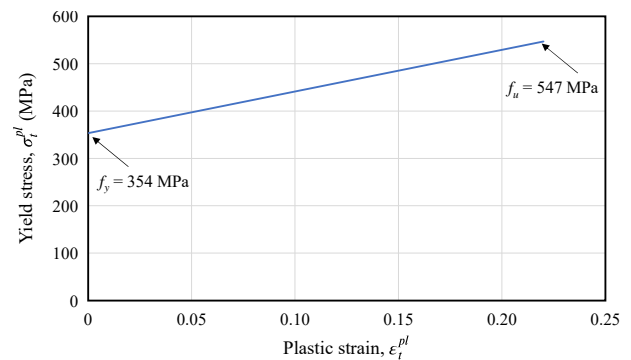
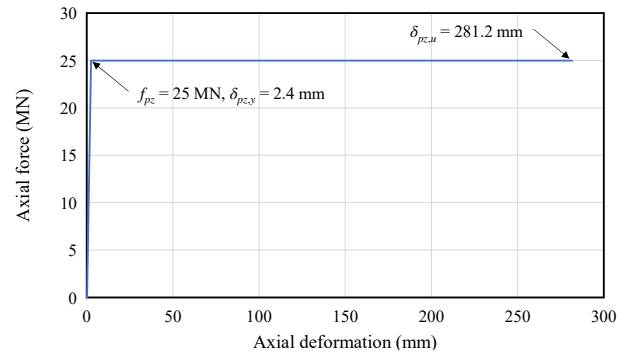


Fig. 17. 1-D Element model of WCPF connection specimen

또한 보, 기둥 및 접합부에 대하여 길이방향에 따라 10~20등분으로 메쉬를 분할, 88개의 요소망으로 나누어 모델을 생성하였다. 각 부재에 대한 물성은 재료 시험결과를 바탕으로 한 ASTM A572 Grade 50($F_y = 354 \text{ MPa}$, $F_u = 547 \text{ MPa}$)을 적용하였으며, 소성 이후의 재료물성을 Bi-linear 모델로 적용하였고(Fig. 18(a) 참조) 반복가력 해석을 위해 ABAQUS에서 지원하는 Kinematic Hardening 경화조건을 적용하였다. 이때 패널존의 1축 스프링 물성은 Fig. 18(b)에 나타난 바와 같이 탄성계수 k_{pz} 는 10 MN/mm, 항복력 f_{pz} 는 25 MN, 항복 및 파괴변위 $\delta_{pz,y}$, $\delta_{pz,u}$ 는 각각 2.4 mm, 281.2 mm로 산출되어 이들 값을 모델링에 적용하였다.



(a) Member (ASTM A572 Grade 50)



(b) Panel zone spring

Fig. 18. Material properties of members and panel zone spring

변단면 커버플레이트의 두께 t_{eq} 는 2.2절에서 제시한 방법에 따라 실험체의 보 단면 및 커버플레이트의 제원을 고려하여 Table 4와 같이 상·하부 플랜지의 두께를 산정하였다. Table 5는 WCPF 접합부 실험체를 대상으로 ABAQUS를 이용하여 수행된 모델링의 요약 을 나타내고 있다.

Table 4. Equivalent thickness t_{eq} of flanges for WCPF connection specimen

Section	Equivalent thickness (mm)	
	Top flange	Bottom flange
L_1 (40 mm)	76.1	76.5
L_2 (125 mm)	71.2	76.5
L_3 (125 mm)	61.0	76.5

Fig. 19은 Whittaker *et al.*^[18]의 반복가력 내진실험결과와 본 연구에서 제시하는 1차원 모델의 반복가력 해석결과를 나타낸다. Whittaker *et al.*^[18]의 내진실험 결과에서 2,407 kN의 하중과 37.8 mm의 변위에서 보가 항복하였고, 이후 반복하중의 증가와 함께 65.6 mm의 변위에서 3,174 kN의 하중의 재하 시 보의 커버플레이트가 보강된 영역이 끝나는 위치에서 상부 플랜지, 웹, 그리고 하부 플랜지 순서로 파괴가 일어났다. 1차원 요소를 이용한 반복가력 해석결과는 실험체와 비교했을 때 초기거동과 항복시점($F_y = 2,449$ kN, $\delta_y = 36$ mm) 간의 차이가 2 % 이내로 잘 일치하였으나 (Fig. 19 참조) $\delta_u = 66$ mm의 최대변위에 도달할 때 최대하중이 $F_u = 2,787$ kN으로 실험체 대비 12.2%의 차이를 나타냈다.

이러한 결과를 통해 본 연구에서 제시하는 WCPF 접합부 1차원 요소 모델이 해석모델로 타당성을 가지는 것이 확인되었다.

Table 5. Modeling summary of WCPF connection specimen

Member	Element type	ABAQUS modeling	Element number	Note
Column, girder	Beam	2-node linear beam (B31)	80	- Pinned joint: Constraint = U1, U2, U3, UR1, UR2
Panel zone	Rigid	Discrete rigid element (RB3D2)	8	
	1-axis spring	U1 in Connector option	1	- Rigid joint: Tie option

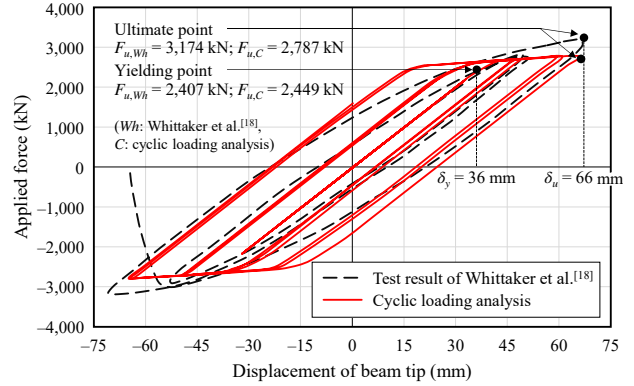


Fig. 19. Comparison of load-displacement curves from test and FE-analyses using 1-D element model of WCPF specimen

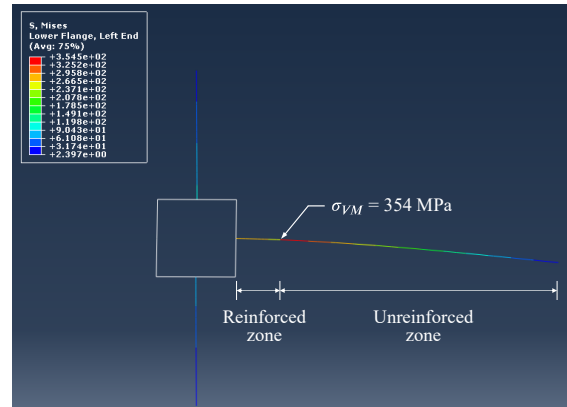


Fig. 20. Deformation and yielding stress of WCPF-1-D element model under $P = 2,454$ kN [mm]

4. 결론

본 연구에서는 WUF-B 접합부의 취약한 용접부와 연성능력을 향상시키는 내진접합부 상세인 WCPF 접합부의 해석모델을 개발하였다. 1차원 요소를 기반으로 하는 해석모델은 연쇄봉고 실험체를 기반으로 하는 솔리드 요소 모델과 반복가력 실험실실험체의 결과를 비교하여 타당성을 확인하였다.

WCPF 접합부에 대한 1차원 요소 모델은 상·하부 플랜지에 접합되는 커버플레이트의 상이한 형상에 대하여 평균 폭으로 대체하고 단면2차모멘트를 기반으로 플랜지의 등가 두께를 적용하였다. 모델링 방법의 타당성을 확인하기 위하여 기존 연구에서 수행된 WUF-B 실험체에 대하여 커버플레이트 설계를 수행한 후 3차원 솔리드 요소를 이용한 모델의 결과와 1차원 요소 모델의 해석결과를 비교 및 분석하였다. 그 결과, 하중-변위 곡선에서 초기강성 및 거동, 최대강도가 유사하게 나타났고, 보의 축력-변위 곡선에서 압축아치 및 현수거동이 잘 일치하는 것을 확인하였다. 또한 파괴하중의 작용 시 보 부재의 파괴응력과 소성힌지 위치가 솔리드 모델의 해석결과와 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다.

WCPF 접합부의 내진성능 평가를 위해 수행된 실험체를 대상으로 1차원 요소로 모델링하여 실험결과와 해석결과를 비교하였다. 이를 통해 초기거동과 항복시점이 2 % 이내, 최대하중이 12.19 %의 오차를 보여 본 연구의 WCPF 접합부 1차원 요소 모델은 실험체의 거동을 합리적으로 모사하고 있는 것으로 판단된다.

상기 결과로부터 본 연구에서 제시하는 WCPF 접합부 1차원 요소 모델링 방법의 타당성이 확인되었다. 추후 WCPF 접합부가 적용된 철골모멘트골조의 모델링에 적용하여 다른 접합부로 적용된 철골모멘트골조의 연쇄붕괴에 대한 저항성능의 비교분석이 요구된다.

감사의 글

본 연구는 2022년도 정부(과학기술정보통신부)의 재원으로 한국연구재단의 지원을 받아 수행된 연구임 (No. 2022R1F1A1075011).

참고문헌(References)

- [1] British Standard Institution (2001) *Structural Use of Steelwork in Building – Code of Practice for Design – Rolled and Welded Sections*, (BS 5950-1: 2000), UK.
- [2] American Society of Civil Engineers (2010) *Minimum Design Loads for Buildings and Other Structures* (ASCE/SEI 7-10), USA.
- [3] General Services Administration (2016) *Alternate Path Analysis & Design Guidelines for Progressive Collapse Resistance (Revision 1)*, USA.
- [4] Department of Defense (2009) *Design of Buildings to Resist Progressive Collapse* (UFC 4-023-03), USA.
- [5] Foutch, D.A. (2000) *State of the Art Report on Performance Prediction and Evaluation of Steel Moment-Frame Buildings*, FEMA 355F, Federal Emergency Management Agency, USA.
- [6] Krawinkler, H. (2000) *State of the Art Report on Systems Performance of Steel Moment Frame Buildings in Earthquakes Ground Shaking*, FEMA 355C, Federal Emergency Management Agency, USA.
- [7] Jin, J., and El-Tawil, S. (2005) Evaluation of FEMA-350 Seismic Provisions for Steel Panel Zones, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineering, Vol.131, No.2, pp.250–258.
- [8] 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.
- [9] Khandelwal, K., El-Tawil, S., Kunnath, S.K., and Lew, H.S. (2008) Macromodel-Based Simulation of Progressive Collapse: Steel Frame Structures, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineering, Vol.134, No.7, pp.1070–1078.
- [10] Sadek, F., El-Tawil, S., and Lew, H.S. (2008) Robustness of Composite Floor Systems With Shear Connections: Modeling, Simulation, and Evaluation, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineering, Vol.134, No.11, pp.1717–1725.
- [11] Roeder, C. (2000) *State of the Art Report on Connection Performance*, FEMA 355D, Federal Emergency Management Agency, USA.
- [12] American Institute of Steel Construction (2016) *Seismic Provisions for Structural Steel Buildings* (ANSI/AISC 341-16), USA.
- [13] Shin, K.J., Lim, B.H., Lee, S.H., and Choi, S.M. (2011) FEA of Beam-Column Connection with Bolt, *Journal of Korean Society of Steel Construction*, KSSC, Vol.23, No.3, pp.305–316 (in Korean).
- [14] Sadek, F., Main, J.A., Lew, H.S., Robert, S.D., Chiarito, V.P., and El-Tawil, S. (2010) *An Experimental and Computational Study of Steel Moment Connections Under a Column Removal Scenario*, NIST Technical Note 1669, National Institute of

- Standards and Technology, USA.
- [15] SAC Joint Venture (2000) *Recommended Seismic Evaluation and Upgrade Criteria for Existing Welded Steel Moment-Frame Buildings*, FEMA 351, Federal Emergency Management Agency, USA.
- [16] Kim, T., Whittaker, A.S., Gilani, A.S.J., Bertero, V.V., and Takhirov, S.M. (2000) *Cover-Plate and Flange-Plate Reinforced Steel Moment-Resisting Connections*, PEER Report 2000/07, Pacific Earthquake Engineering Research Center (University of California at Berkeley), USA.
- [17] Kim, T., Whittaker, A.S., Gilani, A.S.J., Bertero, V.V., and Takhirov, S.M. (2002) Cover-Plate and Flange-Plate Steel Moment-Resisting Connections, *Journal of Structural Engineering*, American Society of Civil Engineering, Vol.128, No.4, pp.474-482.
- [18] Whittaker, A., Gilani, A., Takhirov, S., and Ostertag, C. (2002) Forensic Studies of a Large Cover-Plate Steel Moment-Resisting Connection, *The Structural Design of Tall Buildings*, John Wiley & Sons, Vol.11, No.4, pp.265-283.
- [19] Ghassemieh, M., Rezapour, M., and Thaghinia, A. (2017) Predicting Low Cycle Fatigue Life Through Simulation of Crack in Cover Plate Welded Beam to Column Connections, *Journal of Computational Applied Mechanics*, College of Engineering of University of Tehran, Vol.48, No.1, pp.39-52.
- [20] Whittaker, A.S., and Gilani, A. (1996) *Cyclic Testing of Steel Beam-Column Connections*, EERC-STI/96-04, University of California at Berkeley, USA.
- [21] Lee, S.Y. (2019) *Evaluation of Progressive Collapse Resistance of Steel Ordinary Moment Frames and Steel Intermediate Moment Frames with Various Connection Details*, Ph.D. Dissertation, Hanyang University, Korea (in Korean).
- [22] Dassault Systèmes Simulia Corp. (2017) *Abaqus Analysis User's Manual, Ver. 6.17*, DSS, USA.
- [23] American Institute of Steel Construction (2022) *Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-22)*, USA.

요약: 본 연구에서는 WCPF 접합부에 대한 1차원 요소 모델은 상하부 플랜지에 접합되는 커버플레이트의 상이한 형상에 대하여 평균 폭으로 대체하고 단면 2차모멘트를 기반으로 한 플랜지의 등가 두께를 적용하였다. 모델링 방법의 타당성을 확인하기 위해 기존 연구에서 수행된 WUF-B 실험체에 대하여 커버플레이트 설계를 수행한 후 3차원 솔리드 요소를 이용한 모델의 결과와 1차원 요소 모델의 해석결과를 비교 및 분석하였다.

핵심용어: WCPF 접합부, WUF-B 접합부, 등가 단면2차모멘트, 연쇄붕괴해석, 유한요소해석
