

유한요소 해석을 이용한 WUF-W 접합부 최적의 파단 예측 반응지표 선정

Appropriate Response Index for Predicting Rupture in WUF-W Connections using FEA

한상환^{1)*} · 김영우¹⁾ · 김태오¹⁾

Han, Sang Whan^{1)*} · Kim, Young Woo¹⁾ · Kim, Tae O¹⁾

¹⁾한양대학교 건축공학과

¹⁾Department of Architecture, Hanyang University

/ A B S T R A C T /

The WUF-W moment connection is a pre-qualified connection that can be used for special moment frames specified in current seismic design specifications. Since the stress distribution near the connection varies according to access hole configuration, the cyclic performance of WUF-W connections is strongly affected by the access hole configurations. To evaluate the connection performance according to various access hole configurations, it is expensive to conduct experiments with many connection specimens. Instead, finite element analyses (FEA) can be performed. Throughout the FEA, stress and strain distribution in the connection can be monitored at each loading step. The purpose of this study is to construct nonlinear 3-dimensional FE models for accurately predicting the cyclic behavior of WUF-W connections. For predicting connection fracture using FEA, an appropriate response index detecting the incidence of connection rupture is proposed.

Key words: Connections, Finite element analysis, Stress distribution, Special moment frame, Response index, Access hole, Cyclic behavior

1. 서론

1.1 연구 목적

철골 모멘트 저항 골조(Steel moment resisting frame, SMRF) 시스템은 지진력과 같은 횡력 저항 시스템이다. 주 재료인 강재의 성질에 따라 우수한 연성능력과 에너지소산능력을 보유한 것으로 평가되었다. 그러나 1994년의 Northridge 지진과 1995년의 Kobe 지진이 발생하였을 당시 예상과는 달리 접합부 주변의 균열 및 취성적 파단으로 인해 횡력 저항 시스템으로써의 제 역할을 충분히 수행하지 못했다[1].

예상치 못한 파단의 원인을 규명하기 위해 SAC Project가 수행되었으며, 실험 및 해석적 연구결과[2]를 기반으로 보의 플랜지와 웨브를 기동 플랜지에 용접하는 Welded Unreinforced Flange-Welded web(WUF-W)

접합부가 새롭게 개발되었다[3].

WUF-W 접합부는 기동 패널존과 보의 소성 거동을 통해 지진에너지를 소산하는 횡력 저항 시스템이다(Fig. 1). 선행 연구자의 실험 및 해석적 연구[4-6]를 통해 WUF-W 접합부가 우수한 성능을 가진다는 것을 확인하였으며, 이를 근거로 특수모멘트골조(SMF)의 인증접합부 7가지 중 하나로 지정되었다[7].

또한, 황성훈 등[8]은 현행기준[7]에 따라 WUF-W 접합부의 실험체를 제작하고 반복가력실험을 수행하였다. 그러나 보 깊이가 890 mm인 실험체에서 0.03 rad의 층간 변위각에서 액세스 홀 주변의 보 플랜지 파단으로 인해 특수모멘트골조 시스템의 요구 성능인 0.04 rad에 미달하였다. 황성훈 등[8]은 이러한 실험결과를 선행 연구자의 실험적 연구 사례와 비교분석하여 액세스 홀 형상을 잠재적인 파단의 원인으로 지목했다.

이에 한상환 등[9]은 황성훈 등[8]의 실험체(D900-S)에서 액세스 홀 형상만을 개선한 실험체(D900-SA)를 제작하여 동일한 실험을 수행한 결과, 개선된 액세스 홀을 갖는 WUF-W 접합부 실험체에서 0.05 rad의 층간 변위각을 보이며 접합부의 회전성능이 향상되었고 특수모멘트골조 시스템의 요구 성능을 만족하게 됨을 확인하였다. 한상환 등[9]은 현행기준의 요구

*Corresponding author: Han, Sang Whan

E-mail: swhan@hanyang.ac.kr

(Received February 9, 2017; Revised April 18, 2017; Accepted April 18, 2017)

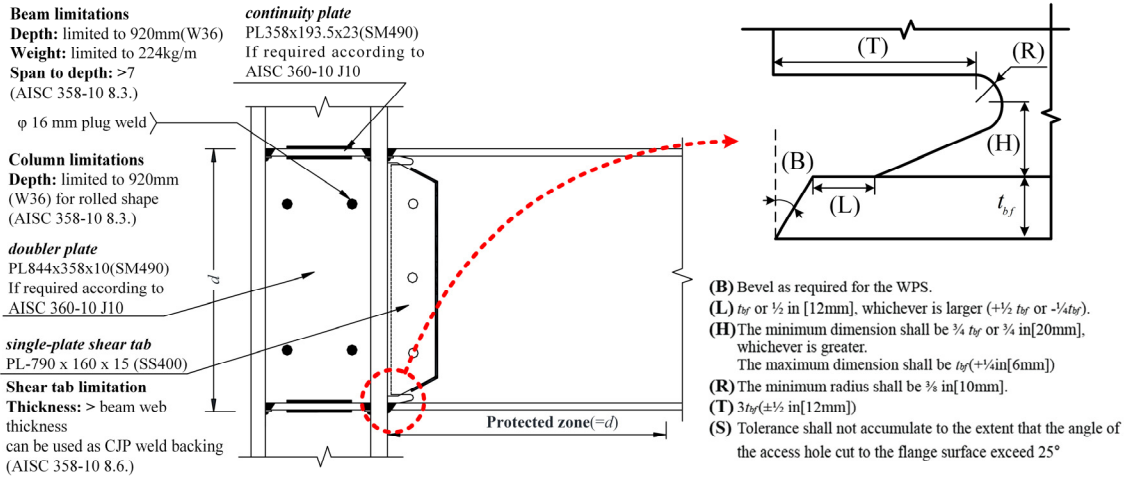


Fig. 1. WUF-W connection details [7, 10]

성능에 부합하는 액세스 홀의 형상을 결정하기 위한 추가적인 연구의 필요성을 시사했다.

본 연구에서는 액세스 홀의 형상이 WUF-W 접합부에 미치는 영향을 분석하기 위해 이전 연구의 실험체를 대상으로 유한요소 해석(Finite Element Analysis, FEA)을 수행하였다. 유한요소 해석을 통해 실험적 연구에서 측정하기 어려운 실험체 내부의 응력 및 변형률의 상태를 조사할 수 있으며, 실험체의 파단을 야기하는 응력 분포의 변화를 효과적으로 분석할 수 있다. 하지만, 유한요소 해석을 통해 파괴역학의 개념을 도입하여 해석모델의 파단시점을 실험체와 정확하게 구현해 내는 것은 어렵다.

이에 본 연구에서는 정확하고 효율적인 유한요소 모델의 구현을 위해 메쉬(Mesh) 분할의 최적화를 위한 연구를 진행하였고 실험체와 해석모델의 동일한 파단시점으로부터 여러 가지 파단지표별 결과분석을 수행하였다. 수행된 유한요소 해석의 결과를 바탕으로 유한요소 해석을 통한 해석모델의 파단시점을 예측하기 위한 최적의 파단지표를 선정하고 그 지표값을 제안하고자 하였다.

1.2 선행 연구 분석

WUF-W 접합부는 선행연구자의 실험 및 해석적 연구[4-6]를 바탕으로 우수한 성능을 인정받아 특수모멘트 골조의 인중접합부로 지정되었다. 각 선행 연구의 실험체에 사용된 액세스 홀 형상을 Fig. 2에 비교하여 나타내었다.

Ricles et al.[11, 12]는 WUF-W 접합부 실험체에 Mao et al.[13]가 제안한 액세스 홀 형상과 고인성의 용접 재료를 사용하여 비탄성 반복가력 실험을 수행하였으며 T3을 제외한 모든 실험체가 0.04 rad 이상의 총 층간변위각을 기록하며 우수한 내진성능을 보였다. 액세스 홀 형상은 Mao et al.[13]가 수행한 해석적 연구를 통해 제안된 형상이 사용되었다(Fig. 2(a)).

Lee et al.[5, 6]에서는 WUF-W 접합부의 패널 존 보강판(doubler plate) 및 연결판(continuity plate) 등의 접합부의 보강상세가 접합부의 내진성능에 미치는 영향을 조사하였고 대부분 접합부 실험체에서 특수모멘트

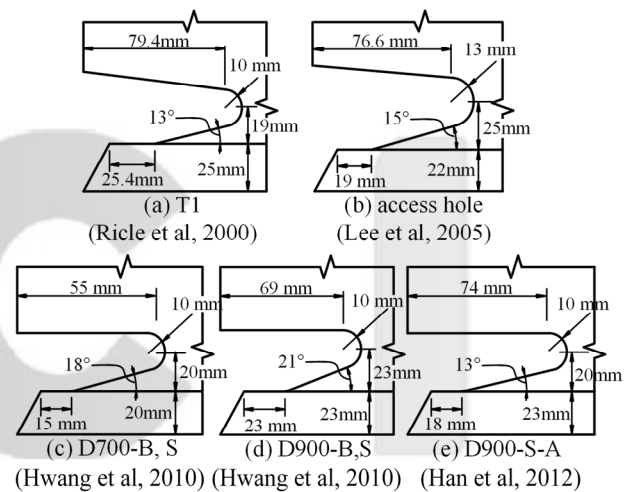


Fig. 2. Access hole geometries and sizes of WUF-W connection specimens

트골조 시스템의 요구 성능을 만족하는 것으로 나타났다. 사용된 액세스 홀의 형상은 15° 기울기를 갖는 Ricles et al.[4]의 경우와 유사한 형태를 사용했다(Fig. 2(b)).

이에 황성훈 등[8]은 WUF-W 접합부 실험체를 제작하여 반복가력 실험을 수행하였다. 모든 실험체는 현행기준인 AISC 358-10[7]에 따라 설계되었다. 보 깊이와 패널존 강도비를 실험 변수로 계획하여 총 4개의 외부기둥 실험체(D700-B, D700-S, D900-B, D900-S)를 제작하였다. 그 중 D900-S과 D900-B은 선행연구[4-6]의 실험체와 유사하게 제작되었다. 단, T1[4]의 경우 액세스 홀 기울기가 13°인 반면 D900-B와 D900-S의 경우는 21°로 설계되었다. AWS D1.8/D1.8M[10]에서는 WUF-W 접합부에 허용된 액세스 홀 형상을 제시하고 있으며, 기울기의 경우 25° 이하로 사용하도록 제한하고 있다. 실험결과 보 깊이가 890 mm인 D900-S와 D900-B에서 층간변위각 0.03 rad의 두 번째 가력단계에서 파단이 발생하여 AISC 341-10[14]에서 제시하는 특수모멘트골조의 요구 회전성능을 만족하지 못했다(Fig. 2(d)).

이러한 조기 파단의 원인을 조사하기 위해 한상환 등[9]은 용접 액세스 홀을 제외하고 D900-S와 동일한 상세 및 치수를 갖는 실험체 D900-S-A를 제작하여 반복가력 실험을 수행하였다. 단, D900-S-A의 경우 액세스 홀의 기울기가 D900-S의 21°에서 13°로 완화된 상세를 적용하였다(Figs. 2(d), (e)). 실험 결과 D900-S-A는 총 층간변위각 0.05 rad와 소성회전각 0.044 rad를 발휘하여 특수모멘트골조의 인접합부로서 요구되는 회전성능을 충족하였다. 따라서 WUF-W 접합부의 액세스 홀 형상이 현행기준에 따라 설계되어도 접합부의 회전성능에 차이가 발생한 것을 두 실험 결과를 통해 확인하였다.

2. 유한요소 해석

본 연구에서는 효과적인 연구를 위해 WUF-W 접합부의 3차원 비선형 유한요소 모델을 제작하였다. 유한요소 해석을 위해 Dassault Systèmes Simulia사의 상용 소프트웨어 ABAQUS[15]를 사용하였다. 해석 모델은 선행연구의 실험체인 D900-S, D900-B, D700-S, D700-B[8], D900-S-A[9] 및 T1, T5[4]을 대상으로 하였으며 모델링은 ABAQUS/CAE[15]를 통해 구현되었다. Fig. 3과 같이 해석 모델은 실험체와 동일하게 기둥 상하단에 핀 고정을 적용하였다. 보의 과도한 횡좌굴을 방지하기 위해 실험에서 사용된 횡지대의 경우, Fig. 3와 같이 보의 Z축 방향 이동을 구속하는 경계조건으로 대신하였다. 보 단부에는 Fig. 3(c)의 SAC loading protocol의 하중 이력에 따라 변위제어를 통한 가력을 수행하였다.

2.1 요소 선정 및 매쉬 분할

일반적으로 유한요소 해석은 요소(Element)의 종류와 매쉬 분할 간격에 따라 해석의 정확도가 크게 영향 받는 것으로 알려져 있다. 해석결과의 정확성을 확보하기 위해 해석 모델에 적용될 요소와 매쉬의 밀도를 결정할 필요가 있다.

ABAQUS[15]에서는 일반적인 구조해석에 사용되는 3차원 육면체 요소 3종을 지원하고 있다. 이들은 각각

- (1) C3D8(the regular brick element with standard integration),
- (2) C3D8I(the brick element with an incompatible deformation mode),
- (3) C3D8R(the brick element with reduced integration)이다.

C3D8은 육면체의 각 꼭지점에 8개 노드를 갖는 가장 기본적인 요소이나 전단잠김(shear locking)현상으로 인해 전단력을 과대평가하는 경향이 있다. 이와 같은 C3D8의 특성을 개선하고 해석 정확도를 높이기 위해 C3D8R과 C3D8I이 개발되었다. 이 중 C3D8R은 감차적분을 사용하여 해석 시간 및 디스크 사용량의 관점에서 효율적인 장점이 있으나, 매쉬의 분할 방법에 따라 해석 결과가 민감하게 반응하는 경향이 있다. 이에 El-Tawil et al.[16]은 C3D8R의 요소를 사용하더라도 매쉬의 밀도를 충분히 조밀하게 조절하여 해석을 수행할 경우 일관적이고 정확한 결과를 얻을 수 있음을 보였다. 따라서 본 연구에서는 최적화된 요소 선택의 타당성을 확인하고 매쉬 분할 수를 결정하기 위한 해석적 연구를 수행하였다.

Table 1은 사용된 요소와 매쉬 분할 수에 따른 해석 시간 및 액세스 홀의 폰 미세스 응력(von Mises stress) 평균오차를 나타내며, C3D20 요소가 가장 정확한 해석결과를 나타낸다고 가정하였다. Table 1을 통하여 감차적분을 사용한 C3D8R 요소가 해석 시간의 측면에서 가장 효율적인 것을 확인할 수 있으며, 4개 이상으로 매쉬를 분할할 경우 2.87%의 오차율로 충분한 정확도를 확보하였다는 것을 확인할 수 있다.

또한, 앞서 언급한 것과 같이 C3D8R 요소를 사용할 경우 해석의 정확성을 위해 매쉬의 충분한 밀도로 통제하는 것이 중요하다. 그러나 필요이상의 과도한 매쉬 분할은 불필요한 계산량을 수반하므로 효율적인 연구 수행에 적합하지 못하다. 이에 대한 분석을 위하여 Fig. 4(a)와 같이 보와 기둥의 매쉬를 분할하지 않은 경우와 Figs. 4(b)-(d)와 같이 각각 2개, 4개, 6개의 매

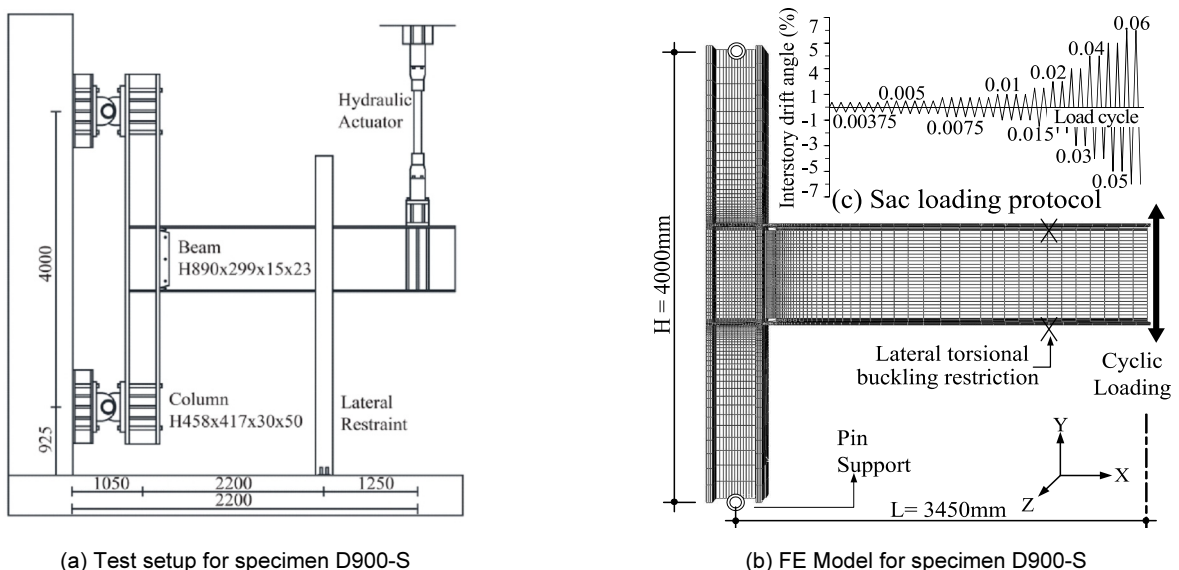


Fig. 3. FE models for specimens D900-S

Table 1. Comparison of analysis time and average error of von-Mises stress according to number of layers and element types

# of Layer	1		2		4		6	
	Analysis Time (sec)	Average Error (%)	Analysis Time (sec)	Average Error (%)	Analysis Time (sec)	Average Error (%)	Analysis Time (sec)	Average Error (%)
C3D8	15	41.39	18	8.48	25	2.45	35	1.64
C3D8R	15	16.42	16	7.49	19	2.87	27	1.82
C3D8I	21	27.65	21	6.54	29	2.47	45	1.51
C3D20	41	0	57	0	115	0	217	0

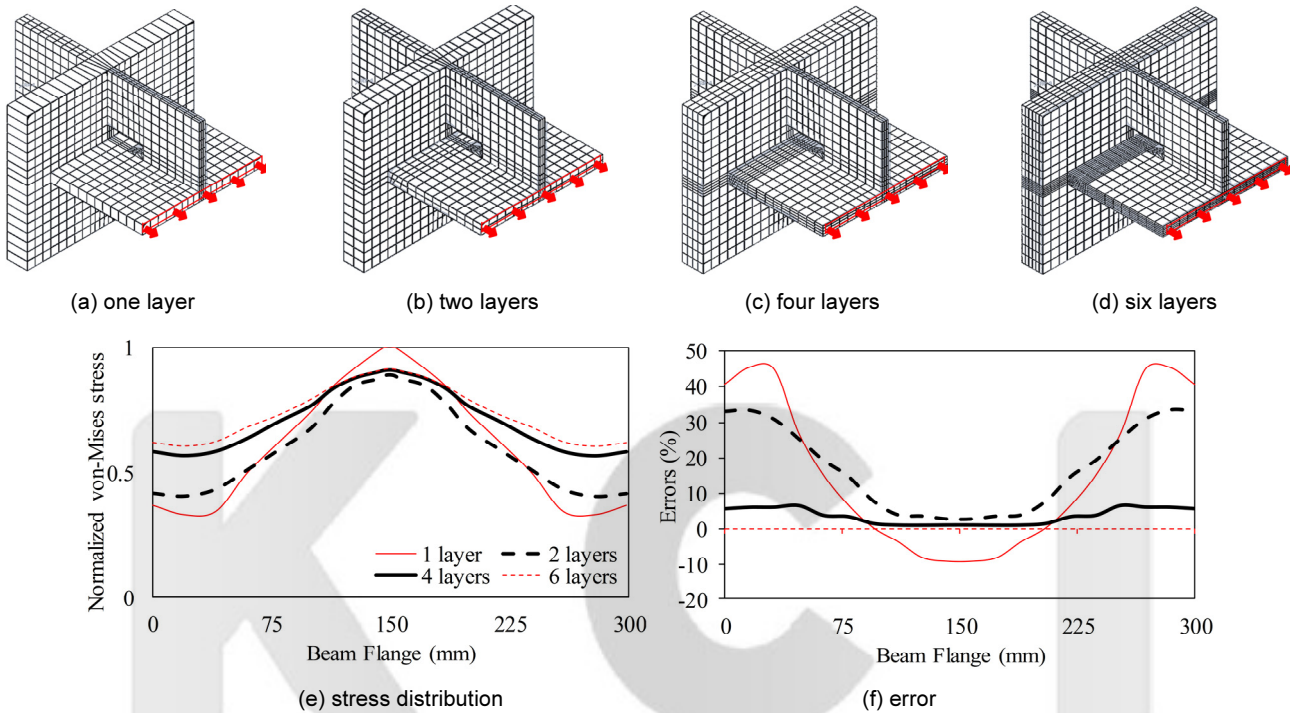


Fig. 4. FE model for sub-modeling of WUF-W connection and distribution of von-Mises stress according to the layers of elements

위로 분할한 모델에 대하여 평가를 수행하였다. 하부 플랜지에서 인장응력이 발생하도록 보를 상방향으로 3% 가력하고 기둥 플랜지 면에 접한 보 플랜지의 단면에서 폰 미세스 응력(von Mises stress)을 폭 방향으로 조사하였으며 결과를 정규화하여 나타내었다(Fig. 4(e)). 이때, 플랜지를 1개 열의 매쉬로 구성한 경우 보 중심에서 가장 큰 응력이 발생했다. Fig. 4(f)는 매쉬 분할수 6개에 대한 각 매쉬 분할수가 가지는 응력에 대한 오차를 나타낸 그래프이다. 2개 열 분할의 경우 응력의 분포가 개선되었으나 여전히 6개 열 분할 대비 오차가 발생했다. 반면 4개 열 분할 모델의 응력 분포는 6개 분할한 경우와 보다 유사하게 일치하는 것을 확인할 수 있다.

따라서 C3D8R요소를 적용하면서 큰 응력 및 변형이 발생하는 보 위치 인보 및 기둥 플랜지, 액세스 홀 주변, 열영향부 주변의 매쉬를 4열 이상으로 분할할 경우 해석의 효율 및 정확성이 최적화되는 것으로 판단된다.

2.2 재료 모델의 특성

일반적으로 재료의 소성을 모사하기 위해서는 3가지 조건이 필요하다. 이는 1) 재료의 항복을 판단하는 항복 조건(yield criteria)과 2) 응력 또는 응력 증분과 소성변형률 증분 사이의 관계를 규정하는 흐름 법칙(flow

rule), 3) 소성변형률에 따른 항복 조건의 변화를 설명하는 경화 법칙(hardening rule)이다.

본 연구에서는 강재의 항복 조건에 적합한 것으로 알려진 미세스 항복 조건(von-Mises yield criteria)을 사용하였다. 미세스 항복 조건은 전단 변형 에너지를 사용한 방법으로 항복 곡면(yield surface)을 통해 재료의 항복을 평가한다. 다축 방향의 응력 성분이 작용하는 경우에서도 비교적 간단하게 항복개시를 판단할 수 있다.

소성경화는 재료의 항복 응력의 크기가 소성변형률에 따라 변화하는 재료 특성을 의미하며 일반적으로 등방경화와 이동경화가 있다. 등방경화는 소성변형이 발생하면 응력 공간의 모든 방향으로 항복 곡면의 크기가 증가하는 것으로 소성경화를 설명한다. 이동경화는 항복곡면이 응력 공간 내에서 역응력에 의해 이동하는 것으로 소성경화를 설명한다.

한편, Chaboche[17]는 역응력을 3개 이상 중첩한 이동경화 법칙을 제안하였다. 기존의 일정 구간을 벗어나는 소성변형률 발생 시 오차가 커지는 단점을 보완한 것으로, 변형률 구간마다 가장 적합한 역응력을 적용할 수 있어 전체 변형률 구간에서 높은 정확도로 경화를 예측할 수 있다.

선행연구의 실험 프로그램은 대변형과 반복가력을 포함한 비선형 거동을 수반한다. 따라서 재료 모델로는 높은 비선형 거동의 예측에 뛰어난 것

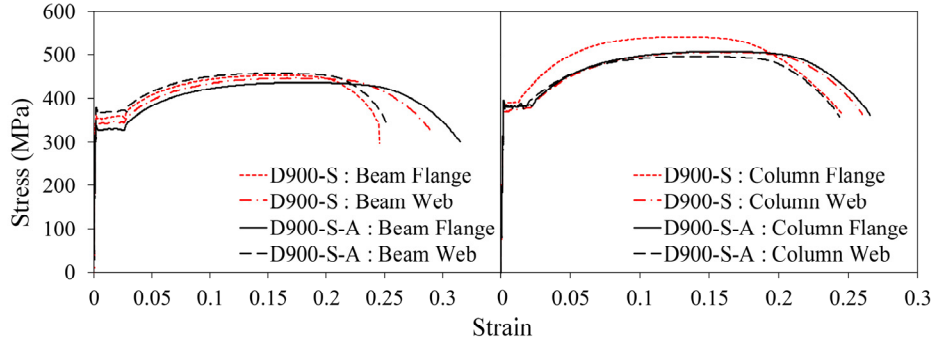


Fig. 5. Stress-strain curves for steel materials

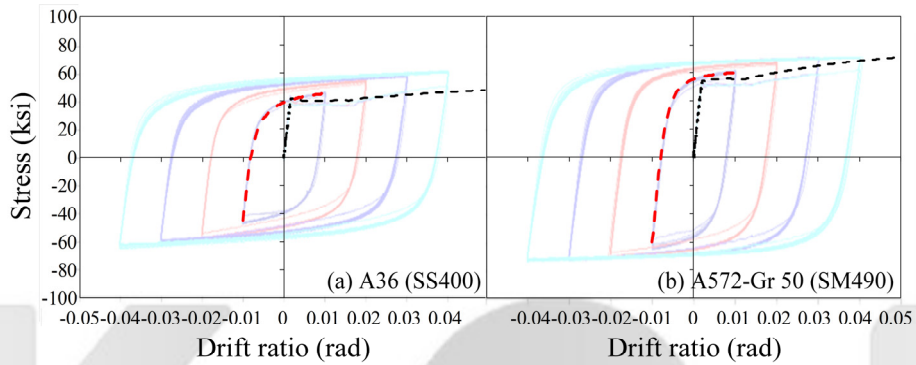


Fig. 6. Fitting curve of coupon test and cyclic test result

로 알려진 복합경화(combined hardening) 모델을 적용하였다. 복합경화 모델은 Chaboche[17] 이동경화 모델과 등방경화를 동시에 고려하였다.

3. 해석모델의 검증

해석모델의 검증을 위해 선행연구([4], [8], [9])의 실험체 D700-S, D700-B, D900-S, D900-B, T1, T5를 대상으로 유한요소 해석을 수행하였다. 재료 특성으로는 실험체에서 도출된 SM490과 SS400 및 A572 Gr.50의 쿠폰 시험 결과를 사용하였다(Fig. 5). 이를 ABAQUS에 입력하기 위해 공칭 응력(σ)과 공칭 변형률(ϵ)에서 식(1)과 식(2)를 적용하여 진응력(true stress, σ_{true})과 진소성변형률(true plastic strain, ϵ_{true}^{pl})로 변환하였다.

$$\sigma_{true} = \sigma(1 + \epsilon) \quad (1)$$

$$\epsilon_{true}^{pl} = \ln(1 + \epsilon) - \frac{\sigma}{E} \quad (2)$$

반복가력 시 발생하는 재료의 비선형적 특성을 모사하기 위해 SS400 및 SM490과 유사한 강재인 A36과 A572 Grade 50을 대상으로 수행된 반복가력 재료시험 결과를 Fig. 6과 같이 보정하여 사용하였다[18]. 탄성계수는 205 GPa, 포아송 비는 0.3을 적용하였다. 좌굴과 같은 실험체의 기하비선형을 모사하기 위해 해석모델의 좌굴 해석을 수행하고 여기서 얻은 좌굴 모드를 다시 해석 모델에 반영하여 실험체의 초기결함을 해석모델에 모사하였

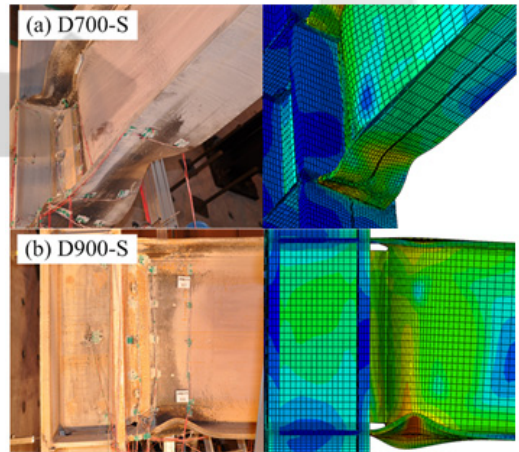


Fig. 7. Local buckling shapes of WUF-W specimen

다. 이로서 재료의 비선형과 기하학적 불안전성(geometrical Imperfection)을 고려하기 위하여 후좌굴 해석(post-buckling Analysis)을 수행하였으며, 기하학적 결함은 실험체의 파단형상의 비교를 통해 1차 모드와 3차 모드의 초기결함을 각각 0.05, 0.01로 적용하였다[19].

파단이 발생하기 바로 전 가력 단계인 D700-S의 5% 시기에서 실험과 해석 각각에서 좌굴 형상 및 von Mises 응력 분포를 비교하여 Fig. 7에 도시화하였다. Fig. 7을 통해 두 실험체의 해석 모델이 보 플랜지에서 국부좌굴의 형상과 보 웹에서 발생한 면의 방향의 좌굴을 유사하게 모사하는 것을 확인하였다.

선행연구의 실험체와 해석결과로부터 얻은 이력곡선을 비교하여 Fig. 8

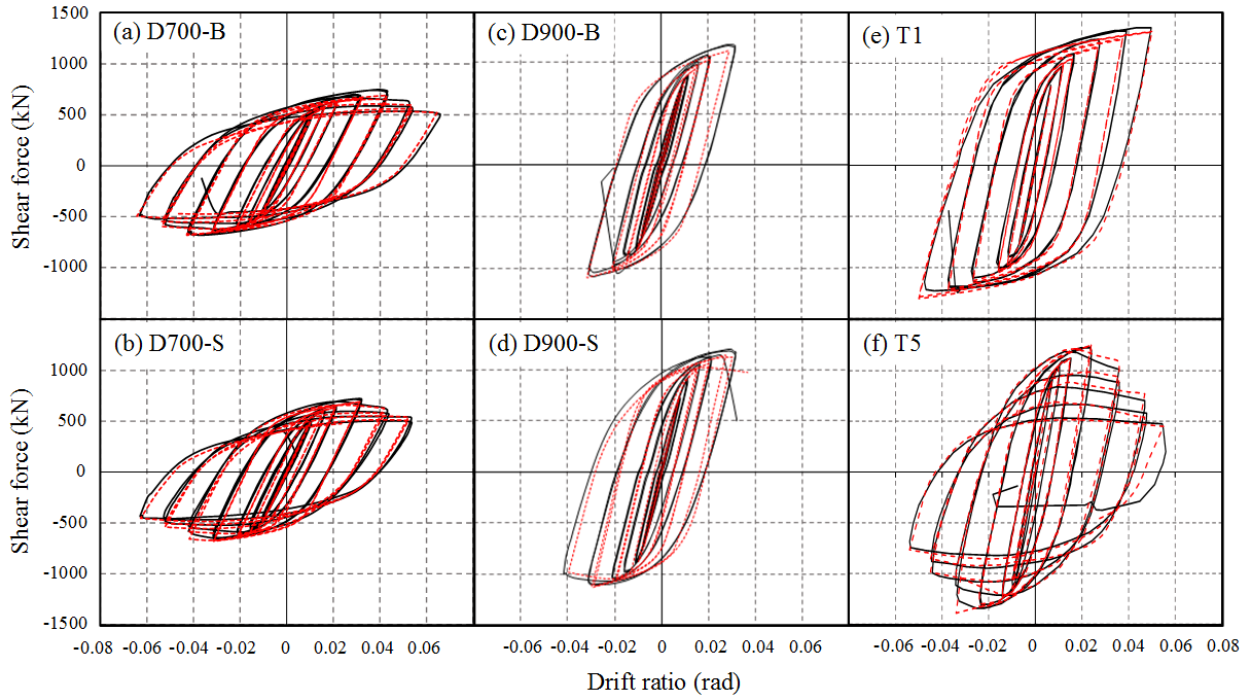


Fig. 8. Comparison between cyclic curves obtained from tests and FEA

Table 2. Initial stiffness and maximum shear force

Specimen	Initial stiffness (kN/mm)			Maximum shear force (kN)		
	Experiment	FEA	Error (%)	Experiment	FEA	Error (%)
D700-B	14.1	14.1	0.70	741.6	690.3	6.92
D700-S	14.0	14.7	4.80	721.7	690.4	4.34
D900-B	26.1	26.4	1.15	1169.8	1088.8	6.92
D900-S	27.7	27.5	0.72	1220.4	1151.5	5.65
T1	22.3	22.1	0.89	1339.4	1329.7	0.72
T5	25.0	26.1	4.4	1229.3	1249.2	1.62

과 같이 나타내었다. 모든 실험체에서 소성 경화가 발생한 후 강도 저감으로 인해 내력이 감소하는 과정이 잘 일치하는 것을 확인할 수 있다. Table 2은 실험과 해석의 이력곡선에서 얻은 초기 강성과 최대 전단력을 비교하였다. 초기강성은 이력곡선의 첫 번째 가력 사이클에서 정가력과 부가력 시의 최대 변위가 발생한 두 지점을 잇는 직선의 기울기로 정의했다. 비교 대상에서 발생한 오차는 Equation 10를 사용하여 조사하였으며 초기 강성과 최대 전단력에서 각각 최대 4.8%와 6.92%이내의 근소한 차이를 보이는 것을 확인하였다.

$$\text{error}(\%) = \frac{x_{FEA} - x_{test}}{x_{test}} \times 100 \quad (3)$$

사용된 재료 모델은 실험체가 갖는 재료의 소성 특성을 잘 구현했으며 좌굴 발생 후 기하 비선형이 일치한 것을 확인하여 본 해석 모델의 타당성을 검증하였다.

4. 해석모델 파단예측 지표

본 연구에서는 유한요소 해석을 통해 실험체의 이력거동을 모사하는 해석모델을 통한 연구를 수행하였다. 유한요소 해석은 실험체의 파단시점을 정확하게 나타내기 어려운 단점이 있어 대신 반응지표를 사용하여 접합부 해석모델의 파단을 간접적으로 예측할 수 있다.

유한요소 해석을 통해 해석모델 내 여러 가지 응력, 변형률 및 응력-변형률에 따른 반응지표에 대한 해석 결과 값을 얻어낼 수 있다. 이를 통해 해석 모델의 접합부 형상에 따른 거동을 비교분석할 수 있으며 따라서 손쉽게 각 매개변수가 접합부 거동에 미치는 영향에 대한 연구진행이 가능하다. El-Tawil et al.[16]은 반응지표를 사용한 해석 연구를 통해 최적화된 액세스 홀 크기를 결정하는 연구를 수행하였다. 본 연구에서는 El-Tawil et al.[16]의 연구에서 사용된 몇 가지 응력-변형률 반응지표를 비교분석하여 해석모델의 파단시점을 예측하는데 최적의 지표를 선정하고자 하였다.

4.1 Von-Mises Stress Index(MSI)

등가응력(σ_{eff})과 항복응력(σ_y)의 비이며 식은 다음과 같다.

$$MSI = \sigma_{eff} / \sigma_y \tag{4}$$

이때, 등가응력은 Von-Mises Stress로 불리며 이는 물체 내부에 발생하는 응력의 크기를 스칼라값으로 나타낸 것이다. Von-Mises Stress은 다음과 같이 정의한다.

$$\sigma_{eff} = \sqrt{\frac{2}{3} S_{ij} S_{ij}} \tag{5}$$

여기서 S_{ij} 는 $S_{ij} = \sigma_{ij} + \sigma_m \delta_{ij}$ 로서 편향응력성분을 말한다.

4.2 Triaxiality Ratio(TR)

주응력의 산술평균인 등방응력과 등가응력의 비로 편향되지 않은 정도를 나타낸다. $0.75 < TR < 1.5$ 의 범위 안에서 TR의 값이 높을수록 강재의 파단시 변형률의 감소를 야기할 수 있으며 1.5 이상의 경우 취성거동의 결과를 가져온다[20]. 식은 다음과 같이 정의한다.

$$TR = \sigma_m / \sigma_{eff} \tag{6}$$

여기서 σ_m 은 등방응력(Hydrostatic stress)을 의미하고 $\sigma_m = -\frac{1}{3} trace(\sigma_{ij})$ 로 정의한다.

4.3 PEEQ Index(PI)

등가소성변형률(PEEQ)과 항복 변형률(ϵ_y)의 비로 식은 다음과 같이 정의한다.

$$PI = PEEQ / \epsilon_y \tag{7}$$

PEEQ 지표는 국부 연성능력을 의미하는데 PEEQ는 변형률 요소의 각 방향 별 성분을 조합하여 응력의 크기를 스칼라값으로 나타낸 것이다. 이때 PEEQ는 다음과 같이 정의된다.

$$PEEQ = \sqrt{\frac{2}{3} \epsilon_{ij}^p \epsilon_{ij}^p} \tag{8}$$

여기서 ϵ_{ij}^p 는 I와j 방향 성분의 소성 변형률을 의미한다.

4.4 Rupture Index(RI)

PEEQ Index와 연성파단변형률의 비로 재료상수, α 를 곱한 값이다. 이때, 그 값이 높을수록 파단 가능성이 크다는 것을 의미한다[21]. 식은 다음과 같이 정의한다.

$$RI = \alpha \frac{PEEQ / \epsilon_y}{\epsilon_f} = \frac{PEEQ / \epsilon_y}{\exp(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eff}})} \tag{9}$$

여기서 연성파단변형률(ϵ_f)은 $\epsilon_f = \exp(-1.5 \frac{\sigma_m}{\sigma_{eff}})$ 로 정의되며 이는 실험에 의해 구해지는 값이다.

5. 결과 분석

본 연구에서는 6개의 해석모델을 대상으로 각 반응지표의 변화를 파악하였다. 이를 통해 해석모델의 파단시점을 예측하는데 적합성을 판단하기 위한 연구를 수행하였다.

실험체 별 이력거동을 모사하는 해석모델에 있어 실험체와 동일한 파단시점의 각 반응지표가 나타내는 값을 나타내었고 또한, 반응지표 중 파단지표로서의 적합성을 판단하기 위해 평균, 표준편차, 변동계수(COV)를 정리하였다(Table 3).

또한, 각 해석모델의 해석 결과 층간변위각에 따른 반응지표 값을 그래프로 나타내었다(Fig. 9). 각각의 반응지표를 평가한 결과 MSI와 TR의 경우는 응력기반 지표로 유사한 그래프 형상을 가졌으며, 변형률 기반 지표인

Table 3. Values of indices corresponding to connection fracture

Specimens	MSI	PI	TR	RI
D700-B	1.41	538	0.557	1299
D700-S	1.11	439	0.680	1223
D900-B	1.17	289	0.922	1096
D900-S	1.37	398	0.880	1146
T1	1.53	415	0.355	1121
T5	1.65	277	0.502	1190
Mean	1.37	392.5	0.65	1179
STD	0.19	89	0.20	68.07
COV	0.136	0.227	0.312	0.058

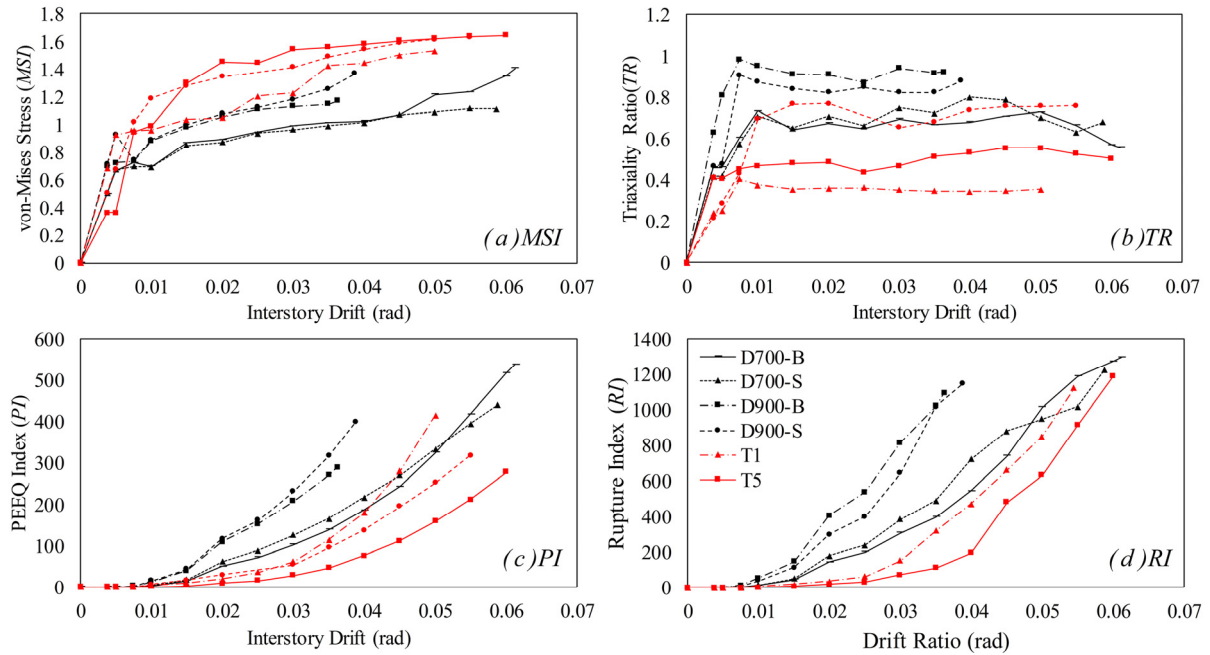


Fig. 9. Comparison between cyclic curves obtained from tests and FEA

PI와 RI에서 유사한 경향성을 가지는 것을 알 수 있었다. 크게 두 가지 지표로 나누어 보았을 때, 변형률 기반 지표(PI, RI)가 응력 기반 지표(MSI, TR)보다 가시적으로 경향성을 더 잘 나타내고 있어 해당 실험체의 파단을 예측하기 위한 지표로 적합하다고 판단하였다. 결과적으로 변형률 기반 지표인 PI와 RI 중 각 값을 수치화 하였을 때, 각 실험체가 갖는 지표값에 대한 변동계수(COV)가 PI에서 상대적으로 큰 값을 보였다. 따라서 상대적으로 더 작은 변동계수(COV)를 가지는 RI가 나머지 세 가지 반응지표보다 해석모델의 파단예측을 위한 적절한 지표이라 판단하였다.

6. 결론

본 연구에서는 선행연구의 6개의 WUF-W 접합부 실험체를 가지고 유한요소 해석을 위한 모델링하였다. 또한 해석모델의 정확성과 효율성을 위한 매쉬 분할의 최적화를 위한 연구를 진행하였고 실험체의 파단시점에 맞추어 해석모델의 각 파단지표에 대한 데이터 분석을 수행하였다. 따라서 실험체 표본이 없는 해석모델에 대해 같은 방식의 해석을 수행할 경우 해석모델의 파단시점을 예측할 수 있는 최적의 파단지표를 선정하고 그 제한값을 제안하고자 하였다. 유한요소 해석을 이용한 연구를 통하여 얻은 결론은 다음과 같다.

- 1) WUF-W 접합부 해석모델에서 해석의 정확성 및 효율성 측면으로 고려하였을 경우 파단예측 부분(엑세스홀)의 특성과 실험체의 기하 비선형적 특성(좌굴형상)을 효과적으로 모사하기 위해 큰 응력 및 변형이 발생하는 부분에 매쉬 분할 수는 4개 이상으로 하는 것이 적절한 것으로 나타났다.
- 2) 선행연구의 실험체 6개를 유한요소 해석을 위한 모델링을 수행하였고 이에 실험체와 해석모델의 이력곡선을 비교분석하여 초기강성에서 최

대 오차 4.8%, 최대 강도에서 최대오차는 6.92%인 것으로 나타났다. 따라서 실험체와 해석모델의 이력곡선 그래프를 비교분석한 후 해석모델이 실험체의 초기 강성 및 소성경화 이후 강도 저감으로 내력이 감소하는 과정을 잘 모사하고 있음을 확인하였다.

- 3) 해석모델의 파단시점 예측을 위한 4가지 반응지표를 대상으로 각 해석모델의 해석결과를 분석하였다. 이에 해석모델의 층간 변위각에 따른 반응지표 분석을 통해 그 경향성이 PI와 RI에서 나머지 두 반응지표 MSI와 TR보다 뚜렷하다는 것을 확인하였다. 이 중 변동계수(COV)를 비교 하여 상대적으로 작은 변동계수(COV)인 0.058을 가지는 RI가 해석모델의 파단시점 예측을 하는데 적절한 지표라 판단하였다. 실험체와 동일한 시점에서 해석모델의 파단시점을 고려하였고, 각 해석모델에서 나타난 RI의 평균값이 약 1180임을 확인하였다. 추후 실험체 표본이 없는 해석을 수행할 경우 RI값이 1180에 도달하는 시점을 파단시점으로 예측할 수 있을 것으로 판단된다.

/ 감사의 글 /

본 논문은 2014년도 정부(미래창조과학부)의 재원으로 한국연구재단(2014R1A2A1A11049488) 연구비 지원에 의한 일환으로 수행되었음.

/ REFERENCES /

1. Youssef NF, Bonowitz D, Gross JL. A Survey of Steel Moment-Resisting Frame Buildings Affected By the 1994 Northridge Earthquake, National Technical Information Service (NTIS). Rep. No. NISTIR 5625. Gaithersburg, MD; c1995.
2. Stojadinovic B, Goel SC, Lee KH, Margarian AG, Choi JH,

- Parametric Tests on Unreinforced Steel Moment Connections, *J. Struct. Eng.* 2000 Jan;126(1):40-49.
3. SAC Joint Venture, Recommended seismic design criteria for new steel moment frame buildings, FEMA 350, Richmond, CA; c2000.
 4. Ricles JM, Mao C, Lu LW, Fisher JW. Development and evaluation of improved details for ductile welded unreinforced flange connection, SAC Joint Venture, Rep. No, SAC/BD-00/24, Sacramento, CA; c2000.
 5. Lee D, Cotton SC, Hajjar JF, Dexter RJ, Ye Y, Cyclic connections reinforced by alternative column stiffener details I: panel zone behavior and doubler plate detailing, *AISC Engineering Journal*, 2005a;42(4):189-214.
 6. Lee D, Cotton SC, Hajjar JF, Dexter RJ, Ye Y, Cyclic connections reinforced by alternative column stiffener details II: panel zone behavior and doubler plate detailing, *AISC Engineering Journal*, 2005b;42(4):215-238.
 7. American Institute of Steel Construction, Prequalified connections for special and intermediate steel moment frames for seismic applications, AISC/AISC 358-10, Chicago, IL; c2010.
 8. Hwang SH, Moon KH, Han SW, Lee JY, Inelastic cyclic loading tests on welded unreinforced flange-welded web(WUF-W) moment connections, *Journal of Architectural Institute of Korea*, 2010 Oct; 26(10):61-68.
 9. Han SW, Jung J, Moon KH, Kim JW, Experimental evaluation of the seismic performance of WUF-W moment connections with a modified access hole, *Journal of Earthquake Engineering Society of Korea*, 2012 Dec;16(6):21-28.
 10. AWS (American Welding Society), Structural Welding Code-Seismic Supplement, AWS D1.8/D1.8M, Miami, FL; c2009.
 11. Ricles JM, Fisher JW, Lu LW, Kaufmann EJ, Development of improved welded moment connections for earthquake-resistant design, *ASCE Journal of Structural Engineering*, 2002 Oct;58(19):565-604.
 12. Ricles JM, Mao C, Lu LW, Fisher JW, Inelastic cyclic testing of welded unreinforced moment connections, *ASCE Journal of Structural Engineering*, 2002 Apr;128(4):429-440.
 13. Mao C, Ricles J, Lu LW, Fisher J, Effect of local details on ductility of welded moment connections, *ASCE Journal of Structural Engineering*, 2001 Sep;127(9):1036-1044.
 14. American Institute of Steel Construction, Seismic Provisions for Structural Steel Buildings, AISC/AISC 341-10, Chicago, IL; c2010.
 15. Dassault Systemes, ABAQUS Analysis User's Manual, Providence RI, c2010.
 16. El-Tawil S, Mikesell T, Vidarsson E, Kunnath SK, Strength and Ductility of FR Welded-Bolted Connections, SAC Joint Venture, Rep. No, SAC/BD-98/01, Sacramento, CA; c1998.
 17. Chaboche JL, Time-independent constitutive theories for cyclic plasticity, *International Journal of Plasticity*, 1986 Jan;2(2):149-188.
 18. Kaufmann EJ, Characterization of cyclic inelastic strain behavior on properties of A572 Gr.50 and A913 Gr. 50 Rolled Sections, ATLSS Rep. No. 01-13, Bethlehem, PA; c2001.
 19. Atashzaban A, Hajirasouliha I, Jazany RA, Izadinia M, Optimum drilled flange moment resisting connections for seismic regions, *J. Constr. Steel. Res.* 2015 Sep;112:325-338.
 20. Lemaitre J, Reinitiation of a crack reaching an interface, *International Journal of Fracture*, 1996 Jun;80(4):257-276
 21. Hancock JW, Mackenzie AC, On the mechanisms of ductile failure in high-strength steels subjected to multi-axial stress-states, *J. Mech. Phys. Solids*, 1976 Jun;24(2):147-160.
 22. Lu LW, Ricles JM, Fisher JW, Critical issues in achieving ductile behavior of welded moment connections, *Journal of Constructional Steel Research*, 2000 Jul;55:325-341.