

기둥-보 연결 강구조물의 소성회전각에 의한 피로곡선 연구

A Study on the Fatigue Line with Plastic Rotaional Angle
for Steel Structure of the Beam-to-Column Joints

공 병 승¹⁾

Kong, Byung Seung

요약 : 본 연구에서는 지진 등과 같이 소성변형의 범위가 큰 Low-Cycle-Fatigue 범주에서 구조물의 응력변동을 중심으로 사용되는 기존의 피로곡선인 S-N선도 보다 실질적으로 간단하게 측정하여 분석할 수 있는 소성회전각에 의한 피로곡선을 제시하였다. 이는 소성현지가 생성되는 곳의 소성변형율과 구조물의 소성회전각이 서로 정비례를 이루는 상관관계임을 입증하여, 실험을 통하여 밝혀진 소성변형율의 피로곡선의 기울기와 소성회전각의 기울기가 서로 같은 값을 가짐을 보여 주었다. 이론은 Manson과 Coffin의 변형율 피로곡선을 도입하였고, 실험은 ECCS 주관하에 실시하였으며, 수치해석을 통하여 소성현지 부위의 위치와 정확한 소성변형율을 산정할 수 있었다.

ABSTRACT : This study presents a fatigue line with a plastic rotational angle to a great extent of plastic strain of Low-Cycle-Fatigue period, such as earthquake, etc. This fatigue line with a plastic rotational angle is measured and analysed more simply in practice rather than Woehler's fatigue line which is developed in stress variation of the structure. It shows that the slope of fatigue line with a plastic rotational angle is equal to that with plastic strain through the experiments by proving the correlation that the plastic strain ratio is directly proportional to the plastic rotational angle in plastic hinge. The theory is induced by Manson and Coffin strain fatigue line, and the experiments are tested by ECCS. The location of the plastic hinge is achieved and accurate plastic strain ratio is calculated through FEM.

핵심 용어 : 소성변형율, 소성회전각, 피로곡선, 반강철연결

KEYWORDS : Plastic strain, Plastic rotational angle, Woehler's fatigue line,
Low-Cycle-Fatigue, Hot Spot, Semi-rigid Connection

1) 정희원, 삼성물산(주) 건설부문 토목기술팀, 공학박사

본 논문에 대한 토의를 1998년 12월 30일까지 학회로 보내주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

1. 서 론

기동-보 연결 구조물에서와 같이 정하중만이 아닌 지진, 풍하중, 진동 등의 동하중이 지속적으로 작용하여 연결부재의 파로파괴의 원인이 되는 경우에는, 구조물 전체의 거동을 동하중에 유리한 유연한 형태로 설계하고 발생된 에너지를 구조물의 계획된 곳으로 유도하여 흡수, 감소시키도록 설계하여야 한다. 이것은 일정한 곳에 소성한지의 생성을 유도하여 가능한 다른 부위로의 에너지 전이를 막아서 이에 의한 부재의 손상이나, 주요 부위의 파괴를 미연에 방지할 수 있다는 장점이 있다.

구조물의 저항력을 산정하는데는 재료학적인 면과 기하학적인 면에서의 고찰이 주를 이루는데, 특히 Low-Cycle-Fatigue 범주에서와 같이, 탄성 범위내의 응력변동보다는 소성변형폭이 크게 발생하는 경우에는 Bauschinger 효과나 반복하중하의 강재의 변형율경화와 같은 특성으로 인하여 비선형 해석이 요구된다. 즉 구조물의 한 특정부위에서 하중저항력이 자신의 소성여유분까지를 모두 소실하게되면 국부적인 변형에 의한 좌굴이 발생되고 이는 곧 바로 단면감소로 이어져 불과 몇회의 반복하중에서도 구조물의 파괴로 이어질 수 있다. 실제로 유럽통합시방서 내진설계편 (Eurocode 8⁽¹⁾)에서는 지진하중하의 기동-보 구조물의 연결부위의 극한강도를 이것에 연결된 보의 그것 보다 20% 많게 요구하고 있어, 보의 파괴를 유도함으로써 연결부위의 파괴를 방지하고 있다. 물론 이러한 설계기법은 동하중하의 연결부재에 대한 연구가 아직 깊게 이루어지지 않아 안전을 전제로 한 것으로, 정하중하에서는 소성한지를 연결부위로 유도케하는 설계를 허용하고 있다. 이는 기동-보 연결 설계의 새로운 이론으로, 연결부위 자체를 개별적인 부재로 인정하여 전체 구조물 거동에 동참한다고 여기기 때문이다(Semi-rigid Connection).

다음 장의 해석에서는 소성변형의 범위가 매우

큰 지진과 같은 동하중하의 구조물의 거동을 유한 요소해석을 통하여, 전체적인 거동은 물론, 국부적으로 Hot Spot로 불리는 응력의 집중점에 접근, 실험으로 구하기 어려운 소성변형율을 구하고 이를 사용한 소성회전각의 파로곡선 기울기를 구하고자 함이다. 실험은 ECCS(유럽강구조협회)의 지원을 받아 이태리 밀라노 공대에서 합동으로 실시되었으며, 그 방대한 실험결과를 독일 아헨공대의 강구조연구소에서 SERICON⁽²⁾이라는 Data 관리 프로그램을 제작하여 지속적인 실험결과의 확장을 도모하고 있다. 이러한 수치해석의 방법으로 불필요한 실험의 수를 줄임은 물론 기하학적 응용이 가능하게 되었다. 따라서 선행실험 (Pilot Test)에 의해서 반드시 필요한 실험만을 기획하고, 그 외는 이러한 신뢰성있는 수치해석을 통하여 그 거동을 추정할 수 있으므로, 시간 및 비용 절감에 많은 도움이 될 수 있다.

2. 외팔보의 실험개요

지진하중과 같은 Low-Cycle-Fatigue의 범주에서는 소성변형율이 주도하는 반복응력에 의해 파로파괴에 도달되는데, Manson⁽³⁾과 Coffin⁽⁴⁾은 이런 변형율에 의한 파괴의 기준으로 소성변형율범위 $\Delta \varepsilon_{pl}$ 과 파괴도달시까지의 반복횟수 N_f 를 다음 식과 같이 표시하였다.

$$\Delta \varepsilon_{pl} = C_1 \cdot (N_f)^{-\gamma_1} \quad (1)$$

같은 방법으로 탄성변형율범위 $\Delta \varepsilon_{el}$ 과 파괴도달시까지의 반복횟수 N_f 는

$$\Delta \varepsilon_{el} = C_2 \cdot (N_f)^{-\gamma_2} \quad (2)$$

식 (1)과 (2)를 더하여 전체적인 변형율범위 $\Delta \varepsilon_{tot}$ 을 나타내었다.

$$\Delta \varepsilon_{tot} = \Delta \varepsilon_{pl} + \Delta \varepsilon_{el} = C_1 \cdot (N_f)^{-\gamma_1} +$$

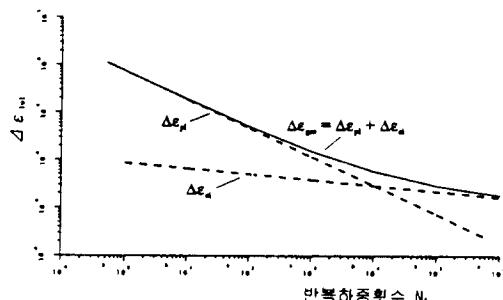
$$C_2 \cdot (N_F)^{-\gamma^2} \quad (3)$$

여기서의 C_1 , C_2 , γ_1 , γ_2 의 값들은 시간의 변화에 무관한 재료적 특성만의 상수로서 모든 재료의 응력-변형률 곡선에서 경험적으로 유도 할 수 있다. 실제로 Manson과 Coffin은 다음의 식 4를 통하여 인장강도 $\sigma_u = 520$ MPa, 파단점 변형률 $\phi_B = 45\%$ 인 강재의 변형률에 관한 피로곡선을 그림 1과 같이 도식화하였다.

$$C_1 = [\ln(\frac{1}{1-\phi_B})]^{0.6} \quad C_2 = 3.5 \times \frac{\sigma_u}{E} \quad (4)$$

$$\gamma_1 = 0.6$$

$$\gamma_2 = 0.12$$



주) ϕ_B : 파단점까지의 변형률
 σ_u : 인장강도 (MPa)
 E : 탄성계수 (MPa)

그림 1. Manson-Coffin의 변형률-피로수명 곡선

위의 식과 같은 변형률에 따른 피로곡선을 Low-Cycle-Fatigue 범주에서의 회전각에 의한 피로곡선으로 전환하기 위하여 그림 2와 같이 수직으로 세워진 외팔보의 자유단에서의 변위에 의한 동하중 실험을 하였다(Ballio⁽⁵⁾). 일정한 길이 $L=1410mm$ 를 가진 3개의 각기 다른 강재크기로(HEA 220, HEB 220, IPE 300) 만들어진 외팔보의 자유단을 양방향 같은 크기의 변위로 일

정하게 하중을 가하여 파괴도달시 까지의 하중-변위 곡선을 관찰하였다. 이때 동일단면의 강재시면 내에서는 각각 다른 크기의 변위를 주고 그것을 파괴시까지 일정하게 유지시키는 변위조정함수에 의한 응력실험으로 최종파괴시의 하중반복 횟수, 하중과 변위의 관계, 파괴부위, 항복강도 등의 주요사항 등을 표1, 표2와 같이 기록하였다. 또한 강재실험체가 하중직각방향으로 불필요한 거동을 하는 것을 방지하기 위하여 횡방향지지대를 설치하였다.

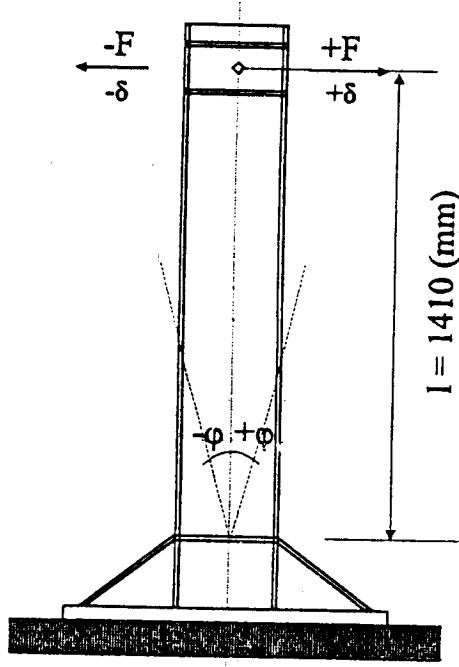


그림 2. Ballio의 외팔보 실험 모형

표 1. HEA 220 강재시편의 실험결과

실험명	Δv	v_v	F_v	σ_v	N_f	F_f	F_{max}	파괴형상
HEA 2	240	20	140	360	16	83	172	소성한지
HEA 3	200	19	138	360	19	72	168	소성한지
HEA 4	280	18	135	340	9	120	167	소성한지
HEA 5	160	18	150	320	41	92	179	소성한지
HEA 6	120	19	150	303	76	80	183	소성한지
HEA 7	340	19	143	310	6	51	176	소성한지
HEA 8	80	19	145	310	165	74	167	용접파괴

표 2. HEB 220 강재시편의 실험결과

실험명	Δv	v_v	F_v	σ_v	N_f	F_f	F_{max}	파괴형상
HEB 2	240	17	185	310	14	185	283	소성한지
HEB 3	160	17	185	317	38	192	259	용접파괴
HEB 4	280	18	192	302	7	167	290	용접파괴
HEB 5	200	17	190	338	20	203	285	소성한지
HEB 6	220	18	190	320	17	201	285	소성한지
HEB 8	180	17	187	303	37	181	269	소성한지
HEB 9	200	18	190	310	28	199	285	소성한지
HEB 10	260	18	190	304	13	186	291	소성한지

주) Δv (mm) : 외팔보의 자유단에서의 변위의 범위

v_v (mm) : 탄성한계 도달시의 외팔보의 자유단에서의 변위량

F_v (KN) : 탄성한계 도달시의 외팔보의 자유단에서의 작용하중

σ_v (N/mm²) : 강재시편의 항복강도

N_f (-) : 강재실험체 파괴시의 하중반복 횟수

F_f (KN) : 강재실험체 파괴시의 외팔보의 자유단에서의 저항하중

F_{max} (KN) : 실험중 외팔보의 자유단에서의 최대하중

실험결과에서 보면, 1회 반복하중후 강재의 모멘트저항력이 일시적으로 증가하나, 계속되는 반복하중후에는 파괴시까지 계속 감소되는 현상을 볼 수 있다. 이는 재료학적으로 소성범위에서의 변형율경화 현상에 의해 일시적으로 강재가 경화되는 현상이며, 일정한 변형율에 해당되는 응력이 소성한지에서 생기는 국부좌굴의 증가로인한 강재 단면적의 감소로 점차 증가하게되어 전체 강재의 모멘트저항력의 감소를 가져오는 것이다. 또한 국부좌굴의 생성으로 인하여 강재수직축을 중심으로

한 Torsion 효과도 응력의 증가를 초래한다.

3. 유한요소해석

3.1 해석모델

위의 실험중에서 HEA 220과 HEB 220의 강재시편에서 임의로 1개씩을 선정하여 FEM을 이용한 수치해석을 시도하였다. 프로그램으로는 복잡한 구조물의 선형과 비선형 해석에 유리한

ABAQUS를 이용하였으며, 이는 다양한 2차, 3차원의 요소종류를 사용하여 연결부위의 접촉면과 소성힌지부분의 국부좌굴 해석에 유리하다. 요소는 그림 3과 같이 3차원 해석용 유한요소분할(Meshing)은 독일아헨공대 강구조연구소에서 개발한 3차원 Meshing Programm인 DINGO⁽⁶⁾를 사용하였다. 이는 구조물 전체의 거동은 물론 지역적인 세부 비선형거동의 해석에 유리하도록 요소분할을 자동 분배할 수 있다. 즉 심각한 소성변형이 예상되는 부위에는 점진적으로 조밀한 격자를 이용, 기하학적인 수치해석의 오차를 줄일수 있도록 하였다 (공병승⁽⁷⁾).

값을 가짐을 알수있다. 이를 바탕으로 본 유한요소해석에서도 표준화된 흐름상태의 변형율과 변형을 경화계수를 사용하였다.

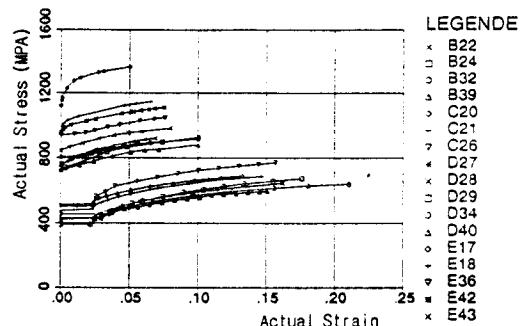


그림 4. 여러 탄소강들의 응력-변형률 곡선

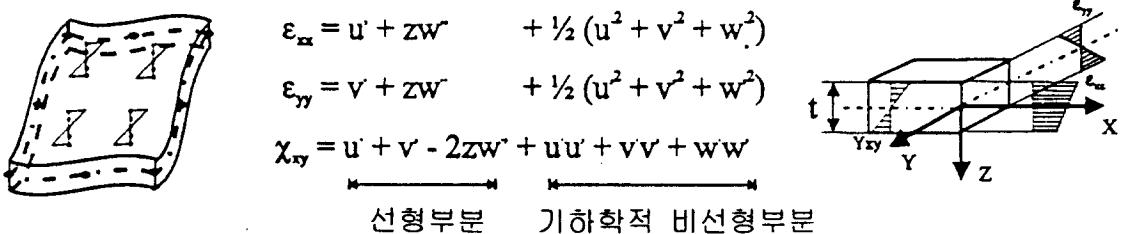


그림 3. 8절점 Shell 요소의 변형률 정의

강재의 재료특성은 기사용된 강재시편이 항복강도이외의 정확한 값을 측정할 수 없고, 하항복점이후 인장강도까지의 재료특성이 이런 실험과 같은 큰 범위의 소성변형의 거동을 주도하기 때문에 상당히 중요한 변수로 작용하게 된다. 독일 아헨공대의 강구조연구소와 금속공학연구소⁽⁸⁾에서는 강도가 각기 틀린 여러 구조형 탄소강들의 일축 인장시험을 통하여 상,하항복점과 변형율경화에 따른 인장강도 등을 구하여 그림 4와 같이 나타내었다. 그림에서 보는바와 같이 전설재료로 주로 사용되는 항복강도 약 400 MPa의 탄소강들은 하항복점에서 변형율경화 전까지의 흐름상태의 변형율과 초기의 변형율 경화계수가 대략 일정한

3.2 실험과 유한요소해석의 비교 분석

하중직각방향으로의 변형을 방지하기 위하여 외팔보의 자유단부분을 구속시켰으며, 하중 전달방법도 실현과 동일하게 탄성범위내에서의 1회 반복후 계획된 최대변위량까지 재하한 후 다시 반대방향의 최대변위량까지 반복하중을 가하였다. 몇회의 반복하중후 외팔보의 양쪽 플랜지 부분에 국부변형이 생기기 시작하며, 이에따라 외팔보의 기하학적인 저항력이 감소하기 시작하면서 극한강도에 도달하여 파괴되고 만다. 여기서 언급해야 할 사항은 유한요소해석으로는 실제상황에서 일어나는 국부변형 뒤의 초기 Crack의 발생시점을 정확

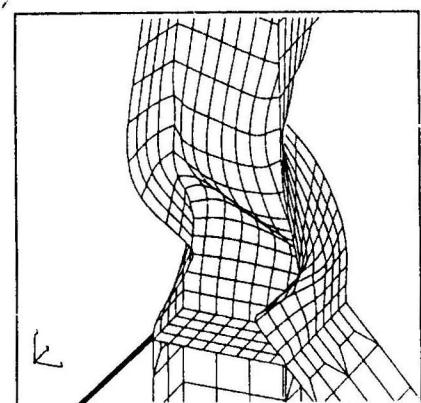
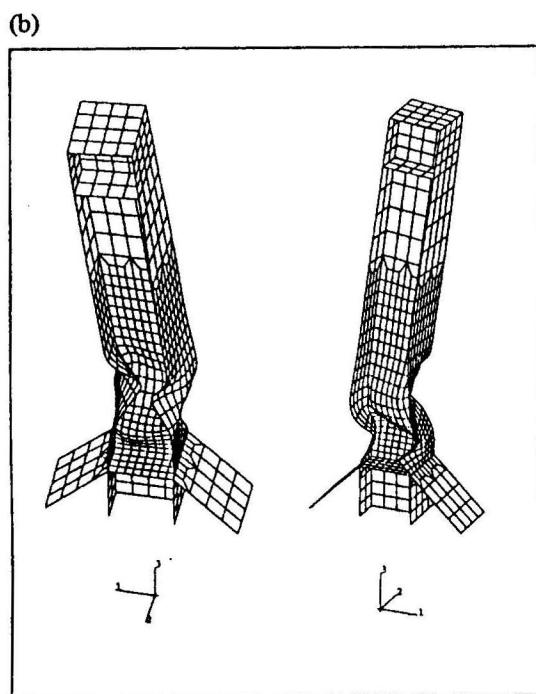
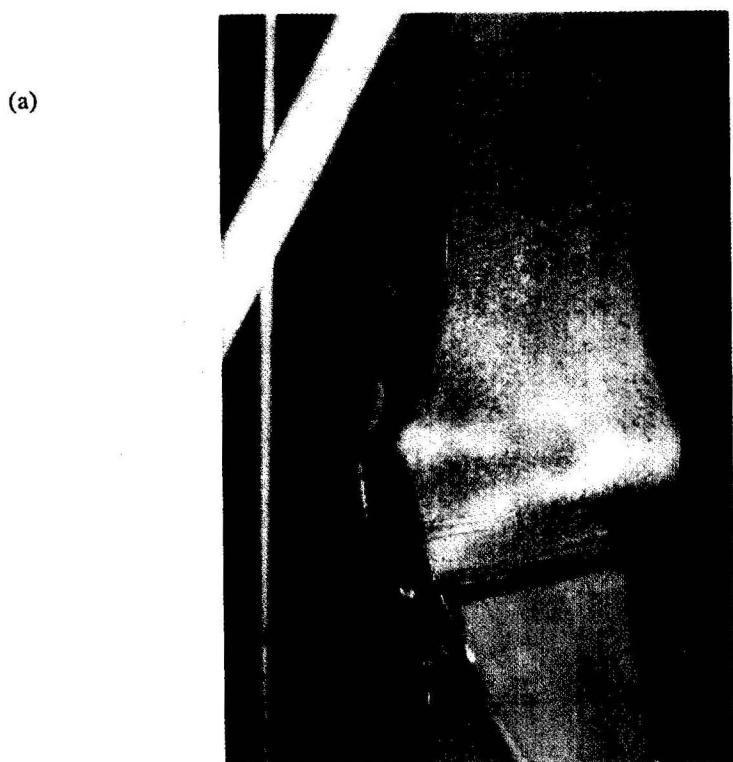
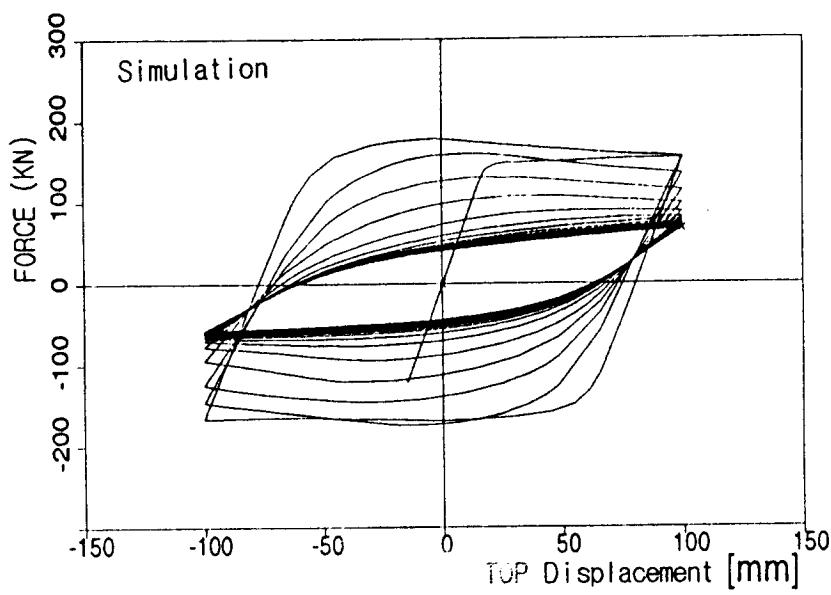
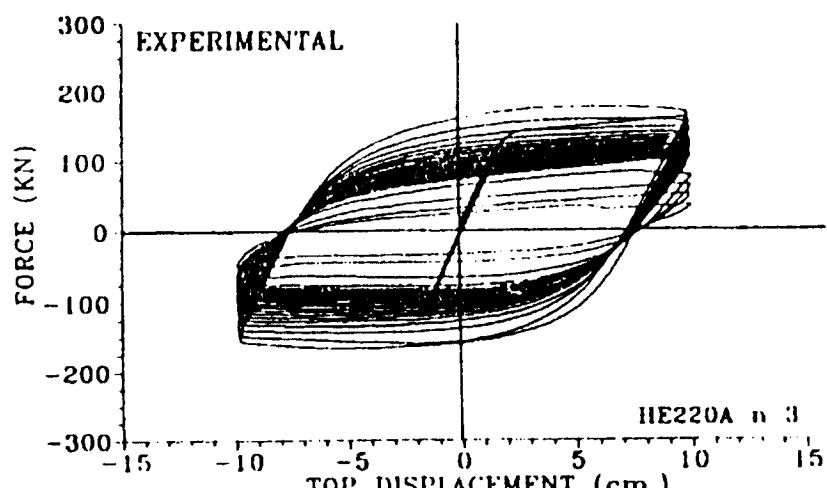


그림 5. HEB 220 No. 9의 파괴시 변형 사진(a)과 해석 모델(b)



(a)



(b)

그림 6. HEA 220 No. 3의 실험(a)과 해석(b)에 의한 하중-변위 곡선

히 해석할 수 없고, 이를 위해서는 파괴역학에 근거를 둔 새로운 형태의 요소를 이용하여야하나, 계산시간 등으로 인하여 본 연구에서는 연구목적상 제외시켰다. 또한 하중반복에 따른 재료의 경화현상과 초기잔류응력도 고려되지 않았다.

그림 5에는 실험에 의한 강재실험체의 실제 변형과 해석상의 변형을 비교하였고, 그림 6에 그 결과를 사용하중-변위곡선으로 나타내었다.

표 3과 표 4에서 보는 바와 같이 HEA 220 No.3 실험에 대한 해석결과는 상당히 만족스럽지만, HEB 220 No.9에서는 해석 결과가 다소 차이가 생기는데 그 이유는 정확한 재료특성들이 파악되지 못한 것으로 사료된다.

표 3. HEA 220 No.3 실험과 해석결과의 비교

	v_y (mm)	F_y (KN)	F_f (KN)	F_{max} (KN)
실 험	19.0	138.0	72.0	168.0
수치해석	17.6	140.2	67.4	165.7
편 차(%)	-7.3	+1.6	-6.4	-1.4

표 4. HEB 220 No.9 실험과 해석결과의 비교

	v_y (mm)	F_y (KN)	F_f (KN)	F_{max} (KN)
실 험	18.0	190.0	199.0	285.0
수치해석	17.2	186.4	141.6	264.4
편 차(%)	-4.4	-1.9	-28.8	-7.2

강재의 피로거동은 전통적으로 Woehler의 log S-log N도와 같이 작용응력변동폭을 중심으로 표시되어 왔다. 근래에는 Low-Cycle-Fatigue 범주에서 응력-변형율의 상관관계를 Manson과 Coffin에 의해 주로 변형율에 의한 $\log \epsilon - \log N$ 의 관계로 나타내게 되는데, 실질적으로 부재의 파괴시 그 파괴부위의 (대부분 국부좌굴에 의한 비틀림현상이 일어남) 변형율은 작용위치에 따라 큰 차이가 있으며 실험을 통해서는 정확한 값을 추정

하기가 거의 불가능하다. 이에 부재의 파로파괴에 대한 연구에 회전각 ψ 에 의한 피로곡선을 적용하게 되었으며, 이는 위의 실험의 그림 2에서와 같이 간단하게 측정될 수 있다. Low-Cycle-Fatigue 범주에서는 단성보다 소성쪽의 비중이 매우 커서 궁극적으로 소성변형율값이 구조물의 전체거동에 주영향을 미치는 점에 착안하여, 소성회전각만에 의한 피로곡선, 즉 $\log \psi_{pl} - \log N_F$ 에 의한 개념을 도입하였다(Feldmann⁽⁹⁾). 소성회전각 ψ_{pl} 는 그림 2의 실험과 같은 경우 다음 식 5와 같이 간단히 구할수 있다.

$$\Delta\psi_{pl} = \Delta\psi_{tot} - \Delta\psi_{el} = \frac{(\Delta\nu - 2\nu_y)}{L} \quad (5)$$

그림 7에 위의 3가지 강재실험체에 대한 파괴도달시까지의 소성회전각과 반복하중수에 대한 상관관계를 양축에 Log를 취하여 표시하여 보았다. 실험에서 용접파괴에 의한 실험체는 제외했으며, 강재의 순수파괴만을 고려하였다.

이 그림에서 다음의 두가지 사실을 분석할 수 있다.

- 1) 소성회전각 ψ_{pl} 와 파괴도달시의 반복하중수 N_F 는 양축 Log의 그래프에서 Woehler의 응력파

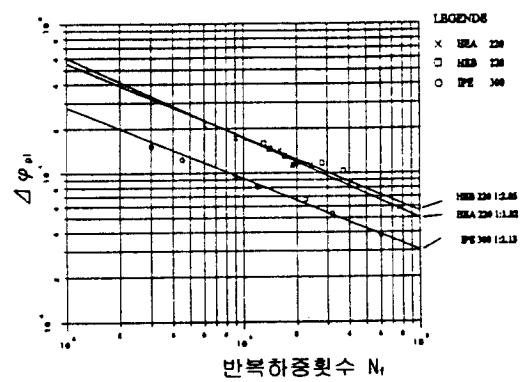


그림 7. Ballio의 실험 결과에 의한 소성회전각의 피로수명 곡선

로곡선과 동일한 직선으로 표시되며,

2) 이 소성회전각에 의한 피로곡선의 기울기는 각기 다른 강재실험체에서도 거의 동일하며 그 값은 약 2.0이다.

이러한 소성회전각에 의한 피로곡선의 기울기는 I형강의 소성변형율에 의한 피로곡선의 기울기에서부터 다음과 같이 간단하게 산술적으로 유도할 수도 있다. 만약에 강재의 소성한지에서의 소성회전각 ψ_{pl} 과 가장 심한 국부좌굴의 소성변형율 ε_{pl} 사이에 1차 비례관계가 성립된다는 가정 하에 다음과 같은 간단한 식을 세울수 있다.

$$\frac{\psi_{pl,2}}{\psi_{pl,1}} = \frac{\varepsilon_{pl,2}}{\varepsilon_{pl,1}} \quad (6)$$

소성변형율 ε_{pl} 에 의한 피로곡선의 기울기 m_D 와 소성회전각 ψ_{pl} 의 피로곡선의 기울기 m_R 은 다음과 같이 수식으로 각각 나타낼 수 있다.

$$m_D = \frac{\Delta \log N_D}{\Delta \log \varepsilon_{pl}} = \frac{(\log N_{D,2} - \log N_{D,1})}{(\log \varepsilon_{pl,2} - \log \varepsilon_{pl,1})} \quad (7)$$

$$m_R = \frac{\Delta \log N_R}{\Delta \log \psi_{pl}} = \frac{(\log N_{R,2} - \log N_{R,1})}{(\log \psi_{pl,2} - \log \psi_{pl,1})} \quad (8)$$

하중반복횟수는 서로 같으므로

$$N = N_D = N_R \quad (9)$$

식 (6)에서 식 (9)를 정리하면

$$\begin{aligned} m_R &= \frac{(\log N_{R,2} - \log N_{R,1})}{(\log \psi_{pl,2} - \log \psi_{pl,1})} \\ &= \frac{(\log N_{D,2} - \log N_{D,1})}{(\log \varepsilon_{pl,2} - \log \varepsilon_{pl,1})} = m_D \end{aligned} \quad (10)$$

위 식에서 보는 바와 같이 소성회전각 ψ_{pl} 의

피로곡선의 기울기 m_R 은 소성변형율 ε_{pl} 에 의한 피로곡선의 기울기 m_D 와 같은 값을 가지며 그 크기는 Boller와 Seeger⁽¹⁰⁾의 실험에서 밝혀진 바와 같이 $m_R = m_D \approx 2.0$ 이다. 또한 위의 Ballio의 실험에서도 $m_R \approx 2.0$ 임이 밝혀졌다(그림 7).

앞에서도 설명한 바와 같이 이러한 수식의 유도는 소성회전각 ψ_{pl} 과 소성변형율 ε_{pl} 사이에 1차 비례관계, 즉 직선관계가 성립된다는 가정하에 만 이루어질 수 있다. 이러한 가정은 유한요소해석을 통하여 그림 8과 같이 쉽게 증명되어질 수 있다. 이것은 수치해석의 장점을 통하여 외팔보의 플랜지부분에 발생되는 최대 국부좌굴(Hot Spot)에서의 소성회전각 ψ_{pl} 과 소성변형율 ε_{pl} 의 값을 손쉽게 밝힐 수 있는 것으로 위의 가정의 타당성을 입증할 수 있다. 그림 8의 값은 전체적인 형상이 수치해석에 의한 오차등으로 인하여 완벽한 직선을 유지하지 못하고 있으나 다음 절의 기동-보 연결 구조물에서는 요소분할의 적절성에 따른 기하학적 수치오차의 감소로 완벽한 직선형태를 유지하고 있다.

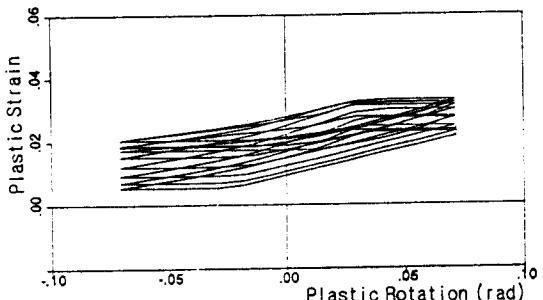


그림 8. HEB 220 No. 9의 소성변형율 ε_{pl} 과 소성회전각 ψ_{pl} 의 1차비례관계

3.3 기동-보 연결

앞 절에서의 사실을 이용하여 소성회전각에 의

한 피로곡선의 연구를 기둥-보 연결로 확장시키기 위해 독일 아헨공대의 Sedlacek⁽¹¹⁾ 교수는 용접 연결된 구조물을 그림 9와 같이 실험하였다. 여기서 HEB 300 단면의 기둥은 상부로부터의 축하중 200 (KN)이 상재된 상태에서, HEA 220 단면의 보에 탄성범위내의 시험반복하중후 0.01 (rad)씩 증가율을 가진 상하 반복하중을 부재 파괴시까지 지속적으로 가하였다. 부재의 항복강도 $\sigma_y = 307 \text{ MPa}$ 로 측정되었다.

유사한 범위로의 응용을 위하여 실시한 유한요소해석에 의한 분석은 표 5와 그림 10, 11에서와 같이 실제의 파괴거동과 매우 근접하는 만족할만한 결과를 내었다. 특히 해석의 파괴형상에서는 전체적인 파괴양상이 아닌 국부좌굴의 영향임이 명확히 판명되며, Hot Spot에서의 소성변형율의 값을 쉽게 판정할 수 있어 그림 12와 같이 소성변형율과 소성회전각은 명백한 직선관계임을 증명할 수 있었다.

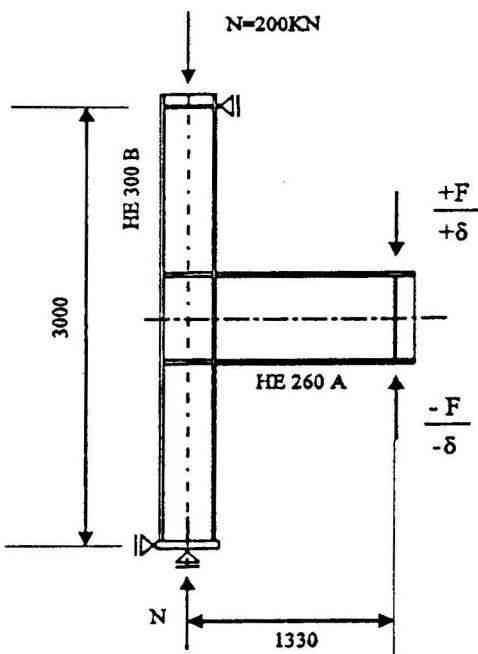


그림 9. No. E1의 실험도

표 5. No. E1 실험과 수치해석의 결과 비교

	ψ_{tot} 1×10^{-5}	M_y	ψ_y 1×10^{-2}	$M_{2.5}$	ψ_u 1×10^{-2}	M_u	ψ_u/ψ_y
실 험	3.75	250.0	0.94	295.0	8.3	395.0	8.8
수치해석	3.61	260.8	0.89	307.4	7.6	471.0	8.5
편 차(%)	-4.0	+4.3	-5.30	+4.2	-8.4	+19.2	-3.4

주) ψ_{tot} (rad) : 전체회전각

M_y (KNm) : 탄성한계에서의 모멘트값

ψ_y (rad) : 탄성한계에서의 회전각

$M_{2.5}$ (KNm) : $\psi = 2.5\%$ 에 해당되는 모멘트값

ψ_u (rad) : 3회 반복하중시의 회전각

M_u (KNm) : ψ_u 에 해당되는 모멘트값

ψ_u/ψ_y (-) : 유연도값

4. 결 론

위와 같은 실험과 수치해석연구의 결과는 다음과 같이 정리할 수 있다.

(1) Low-Cycle-Fatigue 범주에서와 같이 소성변형범위가 큰 구조물의 거동을 연구하기 위한

외팔보의 실험을 통하여 국부변형의 요인을 파악하고 소성회전각에 의한 피로곡선을 관찰한 결과 그 형상이 Woehler의 응력피로곡선과 동일한 직선이며, 기울기는 약 2.0임을 밝혀냈다.

(2) 소성변형율과 소성회전각의 관계가 직선을 이루는 1차 비례관계임을 가정하여 산술적으로

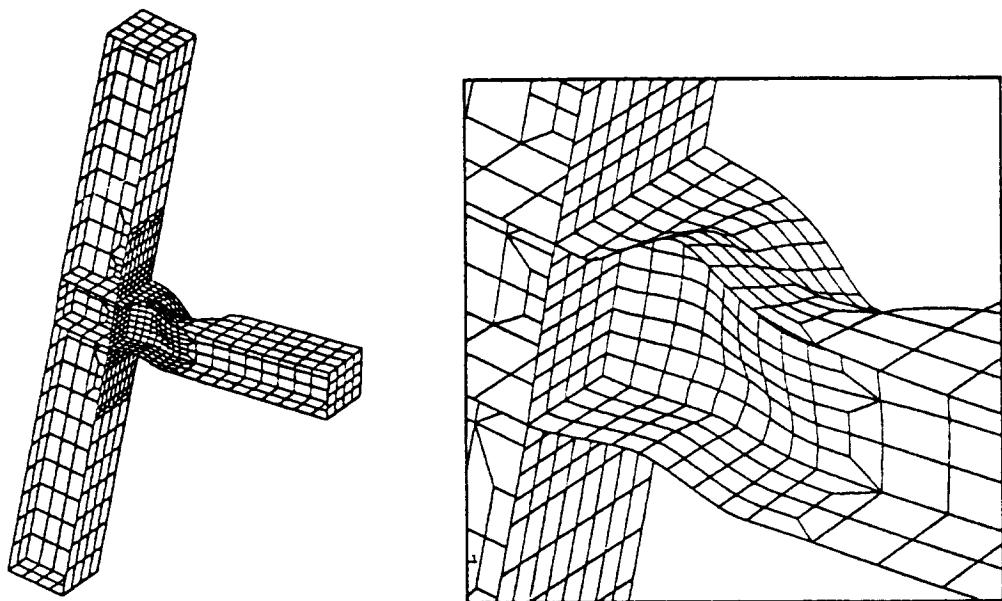


그림 10. 실험 No. E1의 해석에 의한 파괴시 변형도

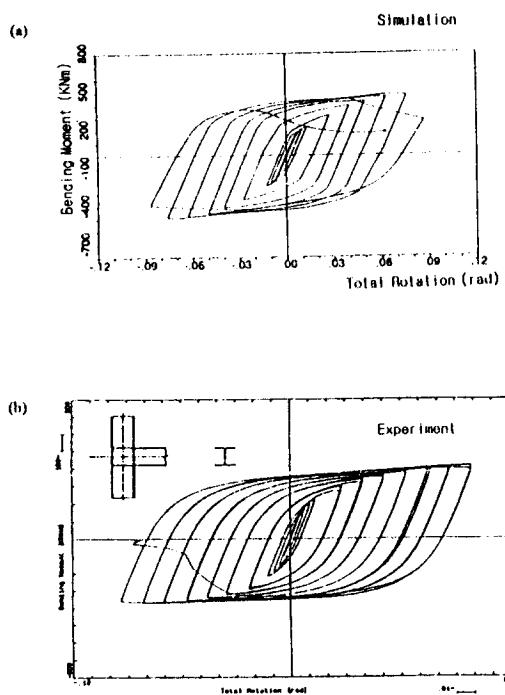


그림 11. 실험 No. E1의 실험(a)과 해석(b)에 의한 하중-변위 곡선

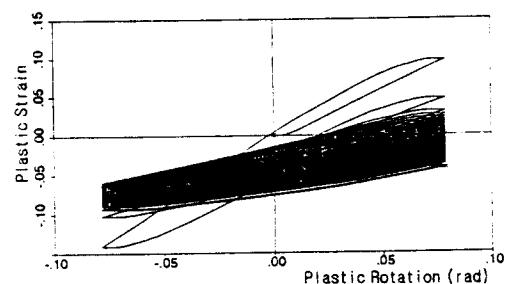


그림 12. 실험 No. E1의 소성변형을 ϵ_{p1} 과 소성회전각 φ_{p1} 의 1차비례관계

위의 실험에서의 기울기가 약 2.0임을 증명하였다.

(3) 기존의 Packet Programm을 바탕으로 수치해석모델을 개발하여, 실험과의 일치도를 입증하고, (2)에서의 가정의 타당성을 도식으로 증명하였다.

(4) 수치해석모델을 이용하여 기동-보 연결의 기

하학적, 재료학적 용용이 가능케 되어 동하중하의
파로연구에 많은 도움이 될수 있으리라 기대한다.

참 고 문 헌

- (1) Eurocode 8.1988, Seismic design method Part 1, Commission of european union
- (2) Sedlacek, G., Weynand, K., et al., 1992, SERICON : An international data base of beam-to-column joints out of steel, RWTH Aachen
- (3) Manson, S.S., 1966, Interfaces between fatigue, creep and fracture, Proc. ASTM, pp. 327-363
- (4) Coffin, L.F.Jr., 1974, Fatigue at high temperature-prediction and interpretation, Proc. Intn. Mech. Engrs., Vol. 188, pp 109-127
- (5) Ballio, G. and Castiglioni, C.A., 1994, Seismic behaviour of steel sections, Journal of constructional steel research, Vol. 29, pp 21-54
- (6) Bohmann, D. and Sedlacek, G., 1994, DINGO, Dreidimensionaler Interaktiver Netzgenerator mit Graphischer Oberflaeche, Lehrstuhl fuer Stahlbau, RWTH Aachen
- (7) 공병승, 1996, Beitrag zur numerischen Simulation des Momenten-Rotationsverhaltens von geschweissten und geschräubten Stuetzen-Riegel-Verbindungen unter monotonen und zyklischen Belastungen, Dissertation, Lehrstuhl fuer Stahlbau, RWTH Aachen
- (8) Sedlacek, G and Dahl, W., 1994, Bruchmechanische Sicherheits-analyse im Stahlbau, Abschlussbericht, AIF-No.9044, Aachen
- (9) Feldmann, M., 1994, Zur Rotationskapazitaet von I-Profilen statisch und dynamisch belasteter Traeger, Dissertation, Lehrstuhl fuer Stahlbau, RWTH Aachen
- (10) Boller, Ch. and Seeger, T., 1987, Materials data for cycle loading, Part A: Unalloyed steels, Part B: Low-Alloy steels, Materials science monographs, Vol. 42a/b, Elsevier Science Publishers B.V.
- (11) Ballio, G., Sedlacek, G., et al, 1991, Seismic resistance of composite structures, Final report, C.E.C. Agreement No. 7210-SA/506, Luxemburg
- (12) Sedlacek, G., Feldmann, M., 공병승, 1996, Grenze fuer alternierende Plastizierung von Stahlbauelementen, Abschlussbericht, AIF-Nr.10024B, Aachen und Leipzig
- (13) Sedlacek, G., 공병승, 1995, Das Rotationsverhalten von Stuetzen-Riegel-Verbindungen, Abschlussbericht, DFG Se351/19-1, Aachen
- (14) ECCS (European Convention for Constructional Steelwork), 1986, recommended testing procedure for accessing the behaviour of structural steel elements under cycle loads, Bruessel

(접수일자 : 1998. 3. 18)