

# 용접 수평현치로 보강된 내진 철골 모멘트 접합부의 해석적 모형화

## Analytical Modeling of Seismic Steel Moment Connections Reinforced with Welded Straight Haunch

이 철 호<sup>1)</sup> · 윤 태 호<sup>2)</sup>

Lee, Cheol-Ho Yoon, Tae-Ho

**요 약**: 본 논문에서는 용접 수평현치로 보강된 내진 철골모멘트접합부를 간단히 해석적으로 모형화하는 새로운 방안을 제시하였다. 1994년 노스리지 및 1995년 효고현 남부 지진피해 이후 철골모멘트접합부의 새로운 내진상세가 다양하게 제시되어 왔다. 이 가운데 보의 하부를 현치로서 보강하는 방안도 유망한 대안의 하나로 평가되고 있다. 삼각현치 대신 수평현치를 도입하면 보강작업이 용이하고 경제적으로도 유리하나 아직 용력전달 메카니즘이 규명되지 않고 있어서 정립된 설계방안이 존재하지 않는다. 본 연구에서는 보와 현치의 상호작용 및 변형의 적합조건을 고려하여 이 문제의 해결방안을 제시하였다. 본 연구의 방안에 의해 설계에 필요한 보-현치의 상호작용력 및 보와 현치 플랜지 용접부의 휨응력도를 만족스럽게 예측할 수 있다.

**ABSTRACT**: This paper describes new analytical modeling for steel moment connections with welded straight haunch. Among a variety of new details for seismic steel moment connections proposed after the 1994 Northridge and the 1995 Hyogo-Ken Nanbu earthquake, one viable solution was to strengthen the connection by adding a triangular haunch on the bottom side of the beam. However, a simpler design has been called for because of the increased labor associated with fitting the triangular haunch. Adding a straight haunch is one alternative. But a mathematical model that forms the design basis is not available. A simplified analytical model that considers the force interaction and deformation compatibility between the beam and haunch is developed in this study. The proposed modeling predicted quite reasonably the interaction forces at the beam-haunch interface and the flexural stresses in the beam and haunch flange groove welds.

**핵심용어**: 철골모멘트접합부, 내진, 수평현치, 해석적 모형화

**KEYWORDS**: steel moment connections, seismic, straight haunch, analytical modeling

1) 정희원, 경남대학교 공간환경시스템 공학부 교수  
2) 정희원, 창원대학교 건축공학과 조교수

본 논문에 대한 토의를 2001년 4월 30일까지 학회로 보내 주시면 토의 회답을 게재하겠습니다.

# 1. 서론

철골모멘트골조가 내진성을 획득하기 위해서는 보-기둥 모멘트접합부에서 취성파괴 없이 반복적 소성 회전변형을 발휘하여 유입된 지진에너지를 안정적으로 소산시킬 수 있어야 한다. 그러나 1994년과 1995년의 노스리지 지진 및 고베 지진 내습시에 발생한 용접 모멘트접합부의 취성파괴로 인하여 기존 철골모멘트골조의 내진성능에 대한 강구조학계의 자신감이 상당히 약화되었다. 양 지진에서 노출된 용접 모멘트접합부 취성파괴의 원인을 다각도로 규명하고 관련 문제점을 해결하기 위한 연구가 전 세계적으로 광범위하게 진행되어, 연성능력이 뛰어난 새로운 접합상세들이 제시되고 있다. 새로운 연성 접합상세의 특징은 여러 취성파괴 요인을 최소화하기 위해 보-기둥 접합부를 헌치, 리브, 커버 플레이트, 사이드 플레이트 등으로 보강하거나 보 플랜지의 일부를 약화시켜서 소성헌치의 발생위치를 기둥 외주면에서 보의 내부 쪽으로 유도하는 것에 있다.

보의 하부를 삼각헌치로서 보강하는 방안도 1994년 노스리지 지진 이후 제시된 유망한 연성 내진상세 가운데 하나이다(그림 1 참고). 본 연구자는 헌치보강 모멘트접합부의 이중패널존의 해석적 모델링을 위한 연구과정에서 초동 휨이론에 의해서는 헌치보강 접합부의 역학적 거동이 잘 설명되지 않음을 지적한 바가 있다<sup>(1)</sup>. 그림 1에서 보듯이 보의 하부를 삼각헌치로서 보강하였음에도 불구하고 초동 휨이론에 의한 예상과는 달리 중립축의 위치가 거의 변동하지 않음을 알 수 있다. 당시에 본 연구자는 그 이유를 고전역학의 용어로서 잘 설명할 수가 없었다. 즉 헌치보강 접합부의 경우, 응력전달 메커니즘을 완전히 이해하고 이에 부합되는 합리적 설계법을 개발하는 과제가 남아 있었다. 최근에 UCSD(캘리포니아 주립대, 샌디에고)의 Uang교수 등은 삼각헌치로서 보강한 모멘트접합부의 역학적 거동을 설명할 수 있는 해석적 모형을 제시하고 이에 의거한 설계법을 완결하

여 제시하였다<sup>(2),(3)</sup>. 즉 이들은 기존의 초동 휨이론에 집착하지 않고 헌치 플랜지를 "스트럿(strut)"으로 파악하였다. 헌치의 강성과 강도가 적절할 경우 보의 전단력은 헌치 플랜지의 스트럿 작용을 통하여 대부분이 기둥으로 전달됨이 밝혀졌다. 이를 통하여 헌치의 존재에도 불구하고 중립축이 하향하지 않는 이유, 뛰어난 연성능력의 발휘될 수 있는 역학적 근거 및 구조설계자가 용이하게 이용할 수 있는 설계방안을 제시하였다. 이 내용은 1999년도에 출간된 AISC-NIST 강구조 설계가이드에도 포함되어있다<sup>(4)</sup>.

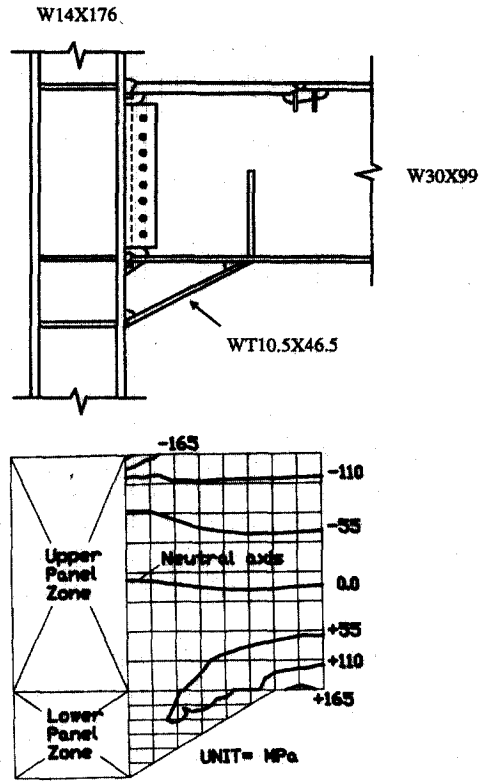


그림 1. 삼각헌치로 보강된 접합부 및 휨모멘트도 프로파일<sup>(1)</sup>

삼각헌치 대신 수평헌치를 도입하면 작업이 용이하고 경제적으로도 유리하다(그림 2 참고). 삼각헌치를 현장에서 용접할 경우 경사진 헌치 플랜지의 양단에 상향자세로 완전관통 그루브용접을

시공해야 하는 단점이 있다. 수평현치 접합부는 삼각현치 접합부에 비해 가공비용이 적게 들고, 완전관통 그루브용접 대신 모살용접을 사용할 수 있어서 시공비용을 절감할 수 있는 장점이 인정되고 있다. 그러나 아직까지 접합부의 실제 응력전달 모형에 근거한 합리적 설계방안이 정립되어 있지 않다. AISC-NIST 강구조 설계가이드도 수평현치 접합부의 설계방안을 제시하지 못하고 있으며, 단지 향후 연구과제로서 다음과 같이 언급하고 있을 뿐이다:

*Other types of welded haunch (e.g., straight haunch where only the haunch web is welded to the beam which do not feature such a strut action) are beyond the scope of this section.*

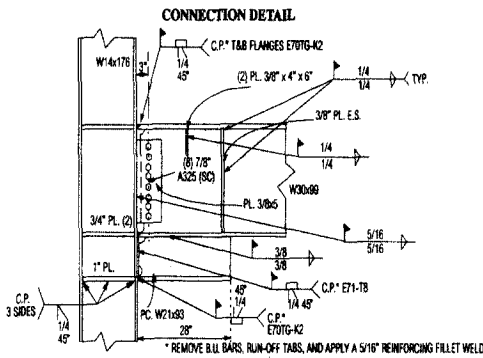


그림 2. 시험체 UCSD6의 접합부 상세 (Uang-Bondad 1996)<sup>(5)</sup>

수평현치로 보강된 접합부의 설계방안이 아직 정립되지 않은 가장 큰 이유는 수평현치에는 삼각현치의 플랜지와 같은 물리적으로 분명한 스트럿 요소가 존재하지 않기 때문으로 보인다. 또한 수평현치와 보의 상호작용은 보와 용접된 현치 웹를 따라 연속적으로 발생하므로 삼각현치의 경우보다 응력전달 메커니즘이 훨씬 복잡하다. 본 연구에서는 이 문제의 해결방안을 제시하고자 한다. 즉 수평현치로 보강된 모멘트접합부의 응력전달 메커니즘을 규명할 수 있는 단순화된 해석적 모델

링을 방안과 이를 기초로 구조설계자가 쉽게 활용할 수 있는 보-현치의 상호작용력 및 보와 현치 플랜지 용접부의 휨응력도 예측법을 제안하고자 한다.

## 2. 수치해석모델의 검증 및 접합부의 역학적 거동

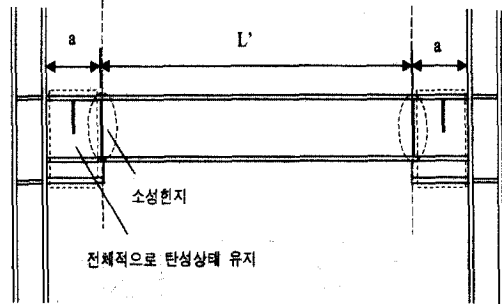


그림 3. 현치로 보강된 내진 모멘트 접합부의 기본개념

현치 보강의 기본개념은 소성현치를 현치의 단부 쪽에 발생시키는 것이므로 현치로 보강된 영역은 골조가 항복기구에 도달한 상태에서도 본질적으로 탄성상태에 있도록 설계되어야 한다(그림 3 참조). 즉 일종의 "capacity design" 개념이 포함되어 있다고 볼 수 있다. 따라서 현치 부위의 응력전달은 탄성해석을 통하여 고찰할 수 있다. 항복메카니즘 상태의 보 전단력( $V_{pd}$ )은 양쪽 현치단부의 소성모멘트( $M_{pd}$ )를 합한 후 소성현치의 사이의 거리( $L'$ )로 나눈 후 수직하중에 의한 전단력( $V_G$ )를 더하여 (1)식에 의해 구할 수 있다.

$$V_{pd} = \frac{2M_{pd}}{L'} + V_G \quad (1)$$

본 연구의 해석적 모델링을 위한 수치해석을 수행하기에 앞서 유한요소모델의 타당성을 확인하고자 하였다. 즉 그림 2의 Uang-Bondad(1996)

의 실험대 시험체(시험체명 UCSD 6)를 범용 탄소성해석 프로그램인 ABAQUS(1998)<sup>(6)</sup>로서 비선형 유한요소해석을 수행하였다. 그림4는 접합부 부근을 ABAQUS요소 C3D8(즉 8절점 3차원 연속체요소)로 모델링한 유한요소메쉬를 보여준다. 요소의 강성은 완전적분 옵션을 사용하였고 비선형 해석을 위한 진응력도(true stress)-소성 변형도 관계는 시험체의 인장시험결과를 변환하여 입력하였다. 시험체의 지점조건과 같이 기둥의 단부를 변곡점으로 모델링한 후 보 단부의 변위가 상하로 각각 75 mm (3in)에 도달할 때까지 단조가력하여 RIKS 알고리즘에 의해 탄소성 응답의 엔빌로프를 얻고자 하였다.

그림 4. 시험체 UCSD6의 유한요소메쉬

그림 5는 해석결과와 실험결과를 중첩한 것으로서 탄소성 영역에서 아주 만족스런 일치도를 보여주고 있다. 본 연구의 유한요소모델링의 타당성을 위와 같이 확인한 후 현치보강 부위의 응력전달 메카니즘과 관련된 통찰을 얻기 위한 탄성해석을 시작하였다. 경우에 따라서는 SAP 2000<sup>(7)</sup> 프로그램에 의해 별도 해석을 수행하여 결과의 정확도를 이중 검토하였다.

그림 6~8은 해석모델 UCSD 6의 보 단부에 지진에 의한 보의 전단력을 시뮬레이션하는 집중

하중을 가했을 때 얻어진 결과를 도시한 것이다. 그림 6에서 보듯이 수평현치로 보강했음에도 초등 휨이론에 의한 예측과는 달리 중립축의 위치는 거의 하향하지 않음을 알 수 있다. 실제로 Shuey-Engelhardt-Sabol (1996)<sup>(8)</sup> 등은 초등 휨이론에 의해 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도를 계산하려 시도한 바가 있는데 이는 적절치 않았음을 알 수 있다.

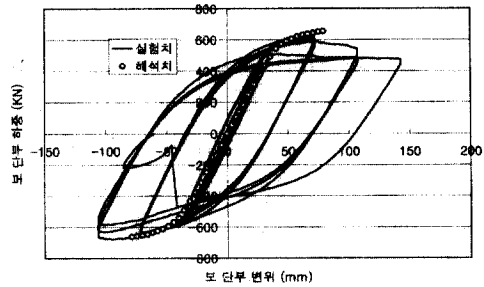


그림 5. 해석 및 실험에 의한 보 단부 하중-보 단부 변위 응답 비교

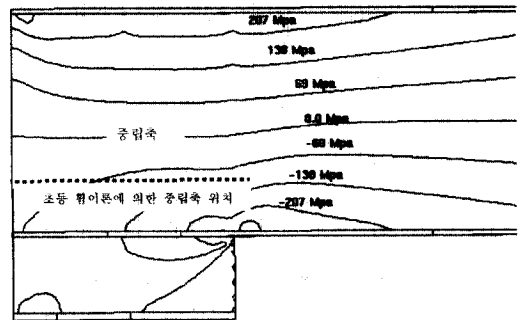


그림 6. 현치 부근의 중립축 위치

그림 7. 현치 웨브의 주응력 분포

그림 7은 현치 웨브의 주응력 분포를 나타낸 것으로 현치 웨브는 휨 요소가 아니라 빗방향의 무수한 스트러트의 띠처럼 응력을 전달하고 있음을 알 수 있다. 바로 이 점이 증립축이 하향치 않는 이유이다. 이러한 빗방향 스트러트 작용은 보의 하부 플랜지와 용접되는 현치 웨브의 상부에 수평 및 수직응력도가 존재하는 근거가 된다. 이들의 합력이 곧 그림 7에 표시한 미지의 수평력  $Q$ , 수직력  $N$  으로서 이것의 합력 방향이 현치 웨브를 대표하는 스트러트 작용 방향으로 생각할 수 있다. 이미지의 상호작용력  $Q$  및  $N$  을 간단하되 실용적으로 충분히 정확하게 해석적으로 예측하는 방안을 찾는 것이 본 연구의 출발점으로 볼 수 있다.

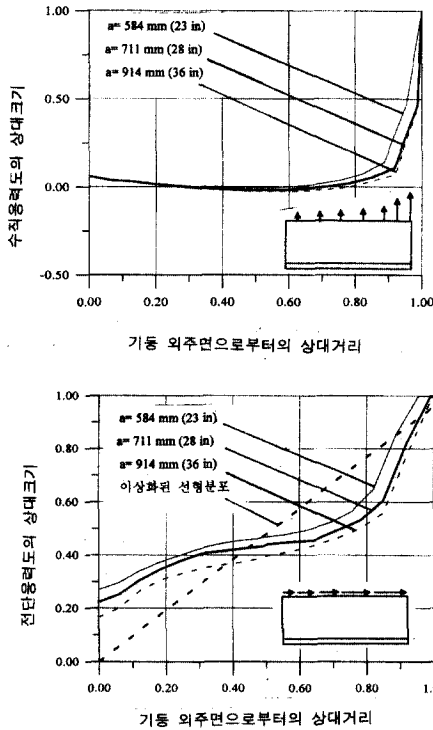


그림 8. 현치 상부와 보 하부 접합면에서의 수직 및 전단응력도 분포패턴

그림 8은 현치의 길이를 현치 대각선의 각도가 15~30도 정도가 되도록 충분히 넓은 범위에서

변화시켜 본 것으로서 수직 및 전단 응력도의 분포 패턴이 크게 변동치 않음을 알 수 있다. 현치 길이 외에도 현치의 춤, 현치의 두께를 변화시켜 본 결과도 유사한 패턴을 확인할 수 있었다. 이들의 결과를 종합하여, 1) 수직력  $N$  의 합력위치는 기둥 외주면에서  $0.85a$  근방에 존재하며, 2) 수평력  $Q$  의 분포는 기둥 외주면에서 직선적으로 증가하는 패턴으로 단순화시킬 수 있음을 확인하였다. 이 2가지 사항은 다음 장에서 전개하는 단순화된 해석적 모형화에 사용되었다.

### 3. 보-수평현치 상호작용의 해석적 모형화

보와 현치 상부의 용접부에 존재하는 미지력  $N$  및  $Q$  가 결정되면 나머지 문제는 본질적으로 정력학의 문제로 귀착된다. 수평 현치 웨브의 상단이 보 하부와 용접된 부분의 자유도는 이론상 무한대이므로 연속체역학을 동원하여 해결하고자 하였다. 본 연구에서는 현치의 단부와 보 플랜지가 만나는 점에서의 수평 및 수직방향에 대한 2개의 변형의 적합조건을 적용하여 미지의 상호작용력  $N$  및  $Q$ 를 (1)식에 의해 이미 알려진 힘  $V_w$ 로 표시할 수 있는 간단한 역학적 모델링 방안을 제시하고자 한다.

그림 9에 현치 단부와 보 플랜지 사이의 변형의 적합조건을 적용하기 위한 역학적 모형이 앞 장의 고찰을 토대로 정리되어 있다. 현치 웨브와 플랜지는 각각 4절점 직사각형 평면응력도요소와 트러스요소로 모델링하였다. 트러스 요소로 모델링한 현치 플랜지의 강성은 직접강도법(direct stiffness method)에 의해 현치 웨브의 강성행렬에 조합하였다. 4절점 직사각형 평면응력도요소의 외곽에서의 형상함수는 1차함수이므로 A점에 배분되는 수평 및 수직방향의 등가절점하중은 각각  $(2/3)Q$  및  $(0.85)N$ 이 된다. 보의 경우 수평력  $Q$ 는 실제 분포에 가까운 삼각분포를 그대로 사용하는 것이 약간 더 정확한 결과를 주는 것으로 확인되었기에 삼각분포를 그대로 사용한다. 식 (2)~(4)는 보

의 A점의 수평 및 수직변위  $\delta_h, \delta_v$ 를 구하는데 사용된 수식이다. (2)식의  $M(x)$ 는 현치 부분의 휨모멘트를 나타내고 (3)식의  $\epsilon_{bbf}(x)$ 는 보 하부 플랜지의 재축방향 변형도를 나타낸다. 식(4)에서 보듯이 수평변위는 보 하부 플랜지의 변형도를 적분하여 구했으며, 수직변위는 모멘트-면적법 제2정리를 이용하였다. 사용기호는 부록에 별도로 정리하였다.

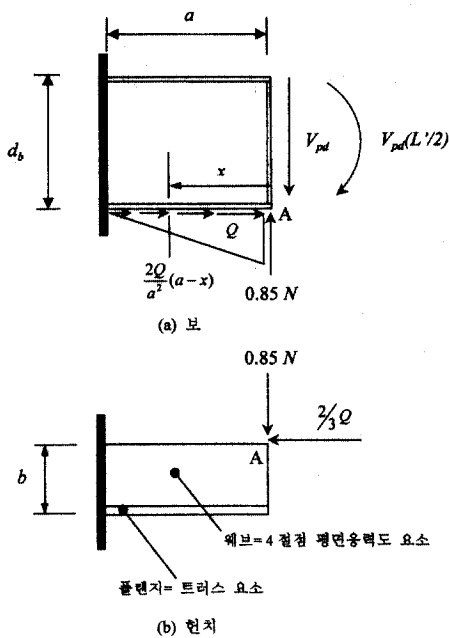


그림 9. 현치 단부 A점에서의 변형의 적합조건 적용을 위한 모형

$$M(x) = \left(\frac{L'}{2} + x\right) V_{pd} - x(0.85)N - \left(\frac{d_b}{2}\right) \left(\frac{2Q}{a}x - \frac{Q}{a^2}x^2\right) \quad (2)$$

$$\epsilon_{bbf}(x) = \frac{\sigma_{bbf}(x)}{E} = \frac{M(x)}{EI_b} \left(\frac{d_b}{2}\right) - \frac{1}{A_b E} \left(\frac{2Q}{a}x - \frac{Q}{a^2}x^2\right) \quad (3)$$

$$\begin{bmatrix} \delta_h \\ \delta_v \end{bmatrix}_{beam} = \begin{bmatrix} \int_0^a \epsilon_{bbf}(x) dx \\ \int_0^a \frac{M(x)x}{EI_b} dx \end{bmatrix} = B^0 \times V_{pd} - B^1 \times \begin{bmatrix} 2/3Q \\ 0.85N \end{bmatrix} \quad (4)$$

단 여기서,

$$B^0 = [B^0_i] = \begin{bmatrix} \frac{ad_b(L'+a)}{4EI_b} \\ \frac{a^2L'}{4EI_b} + \frac{a^3}{3EI_b} \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$B^1 = [B^1_{ij}] = \begin{bmatrix} \frac{ad_b^2}{4EI_b} + \frac{a}{EA_b} & \frac{a^2d_b}{4EI_b} \\ \frac{5a^2d_b}{16EI_b} & \frac{a^3}{3EI_b} \end{bmatrix} \quad (6)$$

식(7)은 현치의 단부 A점의 변위를 계산한 것이다. 현치의 8개의 자유도 가운데 기둥 플랜지와 만나는 4개는 구속되어 있다. 나머지 4개의 자유도 가운데 우측 하단의 2개의 자유도를 대상으로 정적응축(static condensation)기법에 의해 제거하면 (7)식과 같이 휨을 쉽게 확인할 수 있다. (8), (9), (10)식은 원래의 8x8 강성행렬에서 기둥 플랜지에 접한 4개의 자유도에 대응되는 행과 열을 제외하여 얻어진 4x4 행렬을 4개의 부분행렬(sub-matrix)로서 나타낸 것이다

$$\begin{bmatrix} \delta_h \\ \delta_v \end{bmatrix}_{haunch} = [K_{22} - K_{21}(K_{11})^{-1}K_{12}]^{-1} \begin{bmatrix} 2/3Q \\ 0.85N \end{bmatrix} \quad (7)$$

단 여기서,

$$K_{11} = \frac{t_{hw}}{12} \begin{bmatrix} A_1 & -G \\ -G & B \end{bmatrix} \quad (8)$$

$$K_{12} = K_{21}^t = \frac{t_{hw}}{12} \begin{bmatrix} H & J \\ -J & I \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$K_{22} = \frac{t_{hw}}{12} \begin{bmatrix} A & G \\ G & B \end{bmatrix} \quad (10)$$

변형의 적합조건에 의해 식(4)과 식(7)의 변위가 동일하게 놓으면 아래의 (11)식이 얻어진다.

$$\left[ \begin{matrix} (\%)Q \\ 0.85N \end{matrix} \right] = [B^1 + [K_{22} - K_{21}K_{11}^{-1}K_{12}]^{-1}]^{-1} B^0 \times V_{pd} \quad (11)$$

식(11)의 역행렬을 풀어서 정리하면 (12)식을 얻을 수 있다. 식(12)의 계산은 요즘 보편화된 전자 스프레드 시트를 사용하면 편리할 것이다.

$$Q = \left( \frac{3}{2} \right) \frac{D(XZ - Y^2)(DD \cdot B_1^0 - BB \cdot B_2^0)}{(AA \cdot DD - BB \cdot CC)} \times V_{pd} \quad (12a)$$

$$N = \left( \frac{1}{0.85} \right) \frac{D(XZ - Y^2)(AA \cdot B_2^0 - CC \cdot B_1^0)}{(AA \cdot DD - BB \cdot CC)} \times V_{pd} \quad (12b)$$

표1은 식(12)을 사용한 상호작용력 Q, N의 예측치를 여러 가지 조건에 대해서 ABAQUS에 의한 해석결과와 비교하였다. Q, N의 예측치는

표 1. Q, N 예측값의 비교(KN)

현치크기				본연구의 방법		ABAQUS	
길이 (1)	출 (2)	웹 두께 (3)	플랜지 두께 (4)	Q (5)	N (6)	Q (7)	N (8)
a	b	t <sub>hw</sub>	t <sub>hf</sub>	1339	494	1262	476
0.82a	b	t <sub>hw</sub>	t <sub>hf</sub>	1240	502	1182	556
1.29a	b	t <sub>hw</sub>	t <sub>hf</sub>	1427	460	1369	396
a	1.20b	t <sub>hw</sub>	t <sub>hf</sub>	1343	557	1231	547
a	b	2t <sub>hw</sub>	t <sub>hf</sub>	1722	631	1427	516
a	b	t <sub>hw</sub>	2t <sub>hf</sub>	1385	529	1294	489

단, a=711mm, b=275mm, t<sub>hw</sub>=15mm, t<sub>hf</sub>=24mm

ABAQUS 결과와 각각 평균 9% 및 10% 정도의 오차를 보이는데 단순화된 해석적 모형에 의한 예측값임을 감안한다면 매우 만족스런 정확도로 사료된다. 이 Q, N의 예측치는 곧 수평 현치의 단면설계에 그대로 활용될 수 있다.

#### 4. 접합부 그루브 용접부의 휨응력 산정법

1994년, 1995년의 노스리지 및 효고현 남부 지진 이후, 보 플랜지와 기둥 플랜지 사이의 그루브(groove) 용접부에 유입되는 휨응력도의 크기를 적정선에서 제어하는 것은 강진 내습시 접합부의 취성 파괴 방지를 위해 매우 중요한 설계 고려 사항이 되고 있다. 이미 논의한 바와 같이 현치로 보강된 접합부의 경우 전통적 초등 휨이론에 의한 휨응력도 예측은 무의미함을 알 수 있다. 본장에서는 새로운 휨응력도 산정법을 제안하고자 한다.

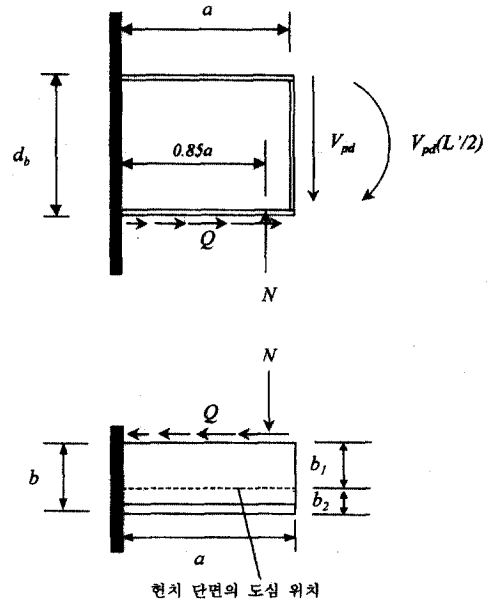


그림 10. 보 및 현치 플랜지 그루브 용접부의 휨응력도 계산 모형

그림 10은 현치와 보의 상호작용을 고려하여 휨응력도를 산정하기 위한 자유물체도이다. 그림

11은 수평력  $Q$ 만에 의해 보와 기둥 플랜지 접합면에서 유발하는 재축방향의 수직응력도의 전형적 프로필을 도시한 것이다. 초등 휨이론에 의한 기대와는 달리 상당한 비선형분포를 보이고 있으며 보 상부 플랜지에 미치는 영향은 매우 미미함을 알 수 있다. 이를 고려하여 그림 12와 같이 응력도 프로필을 이상화해도 큰 무리가 없다. 그림 12에서의 파라미터 2개  $\eta, \sigma_0$ (= $Q$ 만에 의한 보 하부플랜지의 재축방향 수직응력도)는 다음과 같이 결정하면 정력학의 기본원리에 합치된다. 즉 재축방향의 수직응력도는 보 중앙부에 대해 다음의 (13) 및 (14)식과 같이  $Q$ 와 정력학적으로 동가의 효과를 유발해야 할 것이다.

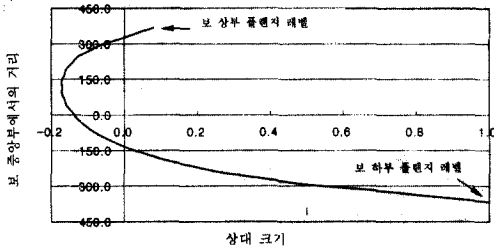


그림 11. 수평력  $Q$ 가 유발하는 전형적 휨응력 분포

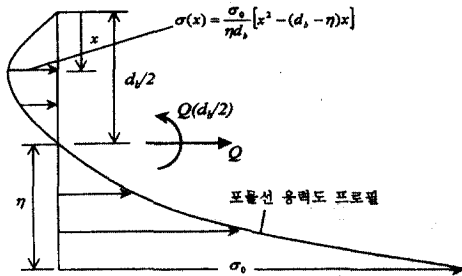


그림 12. 수평력  $Q$ 가 유발하는 휨응력도 프로필의 이상화

$$\int \sigma(x) dA = Q \quad (13)$$

$$\int \sigma(x) dA \left( x - \frac{d_b}{2} \right) = Q \times \frac{d_b}{2} \quad (14)$$

(13)식은, 그림 12의 분포된 응력도의 총합은 그것을 유발한 수평력  $Q$ 의 크기와 같아야 한다는 정력학의 기본원리에 근거한 것이다. (14)식은, 분포된 응력도의 보 중앙부에 대한 모멘트 효과는 그것을 유발한 수평력  $Q$ 의 모멘트 효과와 같아야 한다는 강체정력학의 모멘트정리를 활용한 것이다.  $\sigma_0$ 는 (14)식을 이용하여 다음의 (15)식과 같이 뒀을 쉽게 확인할 수 있다.

$$\sigma_0 = \frac{Q}{A_{bf} + \frac{1}{6} A_{bw}} \quad (15)$$

식(15)와 그림 10의 자유물체도를 참고하여  $N, Q$  및  $V_{pd}$ 에 의한 보 상부 플랜지( $f_{bf}$ ), 보 하부 플랜지( $f_{bbf}$ ), 현치 플랜지( $f_{bf}$ )의 그루브 용접부의 휨응력도를 계산하면 다음의 (16)~(18)식이 얻어진다.

$$f_{bf} = \frac{V_{pd}(a+L'/2)}{I_b} \frac{d_b}{2} - \frac{0.85Na}{I_b} \frac{d_b}{2} \quad (16)$$

$$f_{bbf} = -\frac{V_{pd}(a+L'/2)}{I_b} \frac{d_b}{2} + \frac{Q}{A_{bf} + \frac{1}{6} A_{bw}} + \frac{0.85Na}{I_b} \frac{d_b}{2} \quad (17)$$

$$f_{bf} = -\frac{Q}{A_{WT}} - \frac{(0.85Na - Qb_1)b_2}{I_{WT}} \quad (18)$$

위 식에서 보가 부모멘트를 받는 경우는 (즉 그림 10과 같은 경우) "+" 값이 인장이다. 정모멘트를 받는 경우는 그 반대가 된다. 표2는 본 연구의 방법에 의한 예측치와 ABAQUS 결과를 비교한 것으로 만족스런 결과를 준다. 초등 휨이론은 오차가 너무 커서 실용적으로 사용할 수가 없음을 알 수 있다.

그림 13은 시험체 UCSD 6를 대상으로 본 연구의 방법, ABAQUS 해석 및 초등 휨이론에 의한 휨응력도 프로필을 비교한 것이다. 본 연구의



방법이 전체적으로 타당함을 알 수 있으며 특히 가장 큰 휨응력도가 작용하는 보 상부 플랜지의 그루브 용접부의 예측치는 매우 정확하다.

표 2. 그루브 용접부의 휨응력도 비교 (MPa)

해석모델 (1)	본 연구의 방법			ABAQUS		
	$f_{bf}$ (2)	$f_{bbf}$ (3)	$f_{bf}$ (4)	$f_{bf}$ (5)	$f_{bbf}$ (6)	$f_{bf}$ (7)
현치가 없을 때	343	343	-	343	343	-
기준 접합부*	280	60	185	282 (229)**	67 (76)	178 (189)
현치 웨브두께를 2배	261	25	195	266 (159)	40 (57)	167 (159)
현치 플랜지 두께를 2배	275	48	95	267 (204)	62 (37)	105 (132)
현치 길이를 18% 만큼 감소 시킴	278	75	135	289 (229)	88 (78)	171 (189)
현치 길이를 29% 만큼 증가 시킴	287	53	250	265 (229)	52 (78)	204 (189)

\* 기준접합부는 그림 2를 지칭함.

\*\* 괄호 안의 값은 초등 휨이론에 의한 예측값임

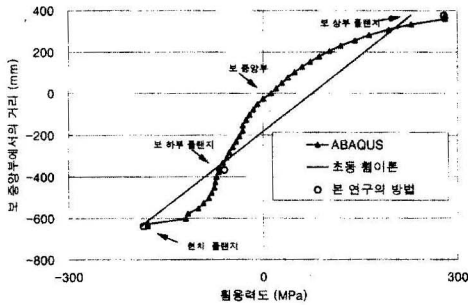


그림 13. 휨응력도 예측치의 비교 (시험체 UCSD6)

## 5. 요약 및 결론

1994년 노스리지 및 1995년 고베 지진 이후 새로이 제시된 여러 모멘트접합부의 뛰어난 내진 성능이 실험적으로는 입증되었다 하더라도, 경우에 따라서는 보강 접합부의 설계법이 모두 정립된 상태에서 실험이 진행된 것이 아니다. 즉 새로운 접합부의 응력전달 메카니즘을 해석적으로 정확히 규명한 후 이에 근거하여 구조설계자가 쉽게 이용할 수 있는 설계지침을 마련해야 하는 중요한 과제가 아직 남아 있다. 본 연구에서는 용접 수평현

치로 보강된 내진 철골모멘트접합부의 응력전달 메카니즘을 현치 웨브의 스트러플 거동에 주목하여 간단히 해석적으로 모형화하는 새로운 방안을 제시하였다. 아울러 현치의 설계에 필요한 보-현치의 상호작용력 및 보 플랜지 용접부의 휨응력도 산정법도 제안하였다. 본 연구의 결과는 내진 수평현치의 설계법의 정립에 그대로 활용될 수 있다.

## 감사의 글

본 연구는 첫 번째 저자의 1999년도 학술진흥재단 선도연구자 연구비 지원에 의해 이루어진 것으로 (과제번호 KRF-99-041-E00626-E6205) 이에 감사드립니다.

## 참고 문헌

1. Lee, C.-H. and Uang, C.-M. (1997), "Analytical modeling of dual panel zone in haunch repaired steel MRFs," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 123, No. 1, January, pp. 20-29
2. Uang, C.-M., Yu, Q.-S., Noel, S., and Gross, J. (2000), "Cyclic testing of steel moment connections rehabilitated with RBS or welded haunch," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 126, No. 1, January, pp. 57-68
3. Yu, Q.-S., Uang, C.-M., and Gross, J. (2000), "Seismic rehabilitation design of steel moment connection with welded haunch," Journal of Structural Engineering, ASCE, Vol. 126, No. 1, January, pp. 69-78
4. Gross, J. L., Engelhardt, M. D., Uang, C.-M., Kasai, K., and Iwankiw, N. R. (1999), "Modification of existing welded steel moment frame connections for seismic resistance," Steel Design Guide Series 12, AISC

5. Uang, C.-M. and Bondad, D. (1996), "Static cyclic testing of pre-Northridge and haunch repaired steel moment connections," SAC 96-01, Part 1, pp. 3-1 ~ 3.139
6. ABAQUS users manual, Vols. I and II (1998), Version 5.8, Hibbit, Karlson & Sorenson, Inc.
7. SAP2000 analysis reference Vol. I (1997) Version 6.1, Computers and Structures, Inc.
8. Shuey, B. D., Engelhardt, M. D., and Sabol, T. A. (1996), "Testing of repair concepts for damaged steel moment connections," SAC 96-01, Part 2, pp. 5-1~5-332.

### 사 용 기 호

- $A_b$  = 보의 단면적  
 $A_{bf}$  = 보 플랜지 면적  
 $A_{bw}$  = 보 웨브의 면적  
 $A_{hf}$  = 헌치 플랜지 면적  
 $A_{WT}$  = 헌치 단면적  
 $E$  = 영계수  
 $I_b$  = 보의 단면2차모멘트  
 $I_{WT}$  = 헌치의 단면2차모멘트  
 $L'$  = 보에서 소성헌치사이의거리  
 $M(x)$  = 헌치 구간의 휨모멘트  
 $M_{pd}$  = 헌치 단부위치에서 보의소성모멘트  
 $N$  = 보와 헌치 계면의 수직력  
 $Q$  = 보와 헌치 계면의 수평력  
 $V_G$  = 수직하중에 의한 보 전단력  
 $V_{pd}$  = 설계용 보 전단력  
 $a$  = 헌치의 길이  
 $b$  = 헌치의 춤  
 $b_1$  = 헌치 도심에서 헌치 상부까지의 거리  
 $b_2$  = 헌치 도심에서 헌치 하부까지의 거리  
 $d_b$  = 보의 춤  
 $f_{bf}$  = 보 상부플랜지의 그루브 용접부의 휨응력도

- $f_{bbf}$  = 보 하부플랜지의 그루브 용접부의 휨응력도  
 $f_{hf}$  = 헌치 플랜지의 그루브 용접부의 휨응력도  
 $p$  = 헌치 길이와 춤의 비(=  $a/b$ )  
 $t_{hf}$  = 헌치 플랜지의 두께  
 $t_{hw}$  = 헌치 웨브의 두께  
 $\delta_h, \delta_v$  = 헌치 단부의 수평 및 수직 변위  
 $\varepsilon_{bf}(x)$  = 헌치 구간내 보 하부 플랜지의 축변형도  
 $\sigma(x)$  =  $Q$ 에 의한 이상화된 휨응력도 프로파일  
 $\sigma_0, \eta$  =  $\sigma(x)$ 의 정의에 사용된 파라미터  
 $\nu$  = 푸와송비

$$d_{11} = \frac{E}{(1 - \nu^2)}$$

$$d_{12} = \frac{\nu E}{(1 - \nu^2)}$$

$$d_{33} = \frac{E}{2(1 + \nu)}$$

$$A = 4p(d_{11} p^{-2} + d_{33})$$

$$A_1 = A + \left(\frac{12}{t_{hw}}\right) \left(-\frac{EA_M}{a}\right)$$

$$B = 4p(d_{11} + d_{33} p^{-2})$$

$$G = 3(d_{11} + d_{33})$$

$$H = 2p(d_{11} p^{-2} - 2d_{33})$$

$$I = 2p(-2d_{11} + d_{33} p^{-2})$$

$$J = 3(d_{12} - d_{33})$$

$$D = \frac{t_{hw}}{12(A_1 B - G^2)}$$

$$X = A(A_1 B - G^2) - H(HB - G)$$

$$+ J(HG - A_1 I)$$

$$Y = G(A_1 B - G^2) - J(HB - G)$$

$$+ I(HG - A_1 I)$$

$$Z = B(A_1 B - G^2) - J(JB + IG)$$

$$- K(JG + A_1 I)$$

$$AA = B_{11} D(XZ - Y^2) + Z$$

$$BB = B_{12} D(XZ - Y^2) - Y$$

$$CC = B_{21} D(XZ - Y^2) - Y$$

$$DD = B_{22} D(XZ - Y^2) + X$$

(접수일자 : 2000년 7월 27일)