

# Welded Flange-Bolted Web 강접합부의 파괴모드 추정을 위한 유한요소해석

## Finite Element Analysis for the Failure Mode of Welded Flange-Bolted Web Connection

조창빈\*

Joh, Chang Bin

### 국문요약

캘리포니아의 강구조 모멘트프레임은 1994년 노스리지(Northridge)지진시 6.8의 규모와 진앙지에서 근접한 지리적인 약조건에도 불구하고 붕괴나 인명피해 없이 잘 견뎠다. 그러나 이후 시행된 조사에서 경제적이고 지진시 안전하다고 믿어져 널리 쓰인 welded flange-bolted web (WFBW) 강접합부(moment connection)의 기둥과 용접의 경계면에서 취성 파괴가 다수 발견되었다. 이 논문은 선형파괴역학과 노스리지지진이후의 WFBW 강접합부 실험을 이용하여 WFBW 강접합부와 노스리지지진이후 기존 강접합부의 대안으로 추천되고 있는 reduced beam section (RBS) 강접합부의 취성 파괴강도를 결정하는 수치적인 방법을 제안하고 이를 이용하여 이들 강접합부의 취성 파괴모드를 추정하였다.

**주요어** : 노스리지지진, 취성파괴, WFBW 강접합부, RBS 강접합부, 취성파괴강도, 취성파괴확률

### ABSTRACT

In spite of 6.8 magnitude and the neighborhood of the epicenter, the steel moment frame survived after Northridge earthquake without collapse or casualties. However, following investigation revealed that there were severe damages at the column-weld interface of welded flange-bolted web (WFBW) steel moment connection, which was believed to be economic and safe from earthquakes based on experience and past tests. In this paper, this unexpected brittle fracture of the steel moment connection is explored using linear elastic fracture mechanics and post-Northridge tests. A method to predict the brittle fracture strength of the steel moment connection is proposed. Using this method, the failure mode of the WFBW connection and reduced beam section (RBS) connection are presented.

**Key words** : Northridge earthquake, brittle fracture, steel moment connection, RBS connection, brittle fracture strength, probability of brittle fracture

## 1. 서론

모멘트프레임(moment frame)의 내진 설계 개념은 중약진과 강진의 경우로 나누어 생각할 수 있다. 중약진의 경우, 모멘트 프레임이 탄성한계내에서 거동할 수 있는 강성을 확보하여 지진후에도 사용성을 확보할 수 있도록

설계해야 한다. 강진의 경우에는 적절한 강성과 연성을 확보하여 모멘트프레임의 소성변형을 통하여 지진에너지를 소산하고 이에 따르는 잔류변형은 허용하되 붕괴하지는 않도록 설계해야 한다. 이러한 설계개념상의 거동을 확보하기 위해서 미국의 uniform building code를 비롯한 많은 지방서들이 구조물의 붕괴를 야기할 수 있는 기둥 대신에 보에 소성힌지가 발생할 수 있도록 한 "강한 기둥 약한 보 (strong column-weak beam)" 시스템의 사용을

\* 정희원 · 서울대학교 지구환경시스템공학부 초빙조교수  
본 논문에 대한 토의를 2000년 3월 31일까지 학회로 보내 주시면 그 결과를 게재하겠습니다.

권장하고 기둥과 보가 만나는 접합부는 주위의 보나 패널존(panel zone)이 소성 거동을 보이더라도 파괴되지 않고 강도를 유지하도록 하고 있다.

노스리지지진이전에 대부분의 강구조의 모멘트프레임에서 WFBW 강접합부를 사용하였다. (그림 1) 이 방식의 강접합부는 제작이 비교적 용이하고 1960년대 이래로 많은 실험들에 의해서 반복 하중하에서 강도와 연성이 확인되었기 때문에 대부분의 설계자들이 WFBW 강접합부를 사용하였다. 그러나 강접합부의 제작 비용이 회전을 허용하는 다른 형식 접합부(semi rigid connection)에 비해 상대적으로 고가이므로 설계자들은 가능하면 강접합부의 수를 최소화하되 필요한 강성을 얻기 위해서 강접합부에 연결되는 보의 깊이를 크게 하는 방법을 사용했다. 이렇게 되면 "강한 기둥 약한 보"의 구현을 위해서는 기둥에는 항복응력이 큰 강재를 사용해야 하고 보에는 항복응력이 작은 강재를 사용해야만 했다. 그 결과 기둥에는 공칭항복응력이 345MPa(50ksi)인 A572 Gr. 50이 주로 사용되었고 보에는 공칭항복응력이 248MPa(36ksi)인 A36이 사용되었다.

1994년 1월에 미국 캘리포니아주의 노스리지지역에 규모 6.8의 지진이 발생하였다. 많은 구조물의 피해가 보고되었지만 다행스럽게도

강구조물의 붕괴나 이로 인한 인명피해는 없었다. 비교적 강한 지반운동에도 불구하고 강구조의 모멘트프레임의 거동은 구조적인 일체성을 유지했다는 점 즉 강접합부가 설계상의 기능을 수행했음을 시사한다는 점에서 만족스러운 것이었다. 그러나, 이어진 현장조사에서 150개 이상의 강구조의 모멘트프레임의 WFBW 강접합부에서 균열과 취성 파괴가 발견되었다. 대다수의 균열은 보의 인장측 프렌지의 용접면과 기둥의 프렌지 사이의 경계면에서 발생하였고(그림 1의 A 와 B) 몇몇 경우에는 기둥의 웹까지 진전되었다(그림 1의 C). 이와 같은 WFBW 강접합부의 파괴는 이 형식의 강접합부의 극한 거동이 이전의 실험 결과들에서 예측됐던 소성힌지의 형성이나 패널존의 항복이 아닐 수 있음을 보여 주었다. 이에 따라 강구조의 모멘트프레임의 내진설계에 있어서 WFBW 강접합부의 파괴모드의 예측, 즉 극한거동이 소성파괴(소성힌지 형성)인지 취성파괴인지 예측하는 것이 필요하게 되었다.

이 논문에서는 노스리지지진후에 행해진 실험들과 선형탄성파괴역학(linear elastic fracture mechanics)을 이용하여 WFBW 강접합부의 취성 파괴강도를 계산하는 수치적인 방법을 제안하고 이를 이용하여 WFBW 강접합부의 파괴모드를 추정하였다. 또한 WFBW 강접합부에 프렌지 면적을 감소시켜서 소성 힌지를 접합부 전면에 유도한 보를 사용한 RBS 강접합부의 파괴 모드도 추정하였다.

## 2. 강접합부에 대한 연구

### 2.1 실험적 연구

1960년대 이래로 여러 가지 전통적인 강접합부 상세가 준정정(quasi-static)인 방법으로 시험되었다. 이들 연구에서 사용한 시편은 축소 모델이었고 콘크리트 슬래브의 합성 효과는 무시되었다. 이 연구들의 결과는 노스리지지진전까지 광범위하게 쓰인 WFBW 강접합부가 특정 범위의 크기의 보와 기둥과 하중패턴

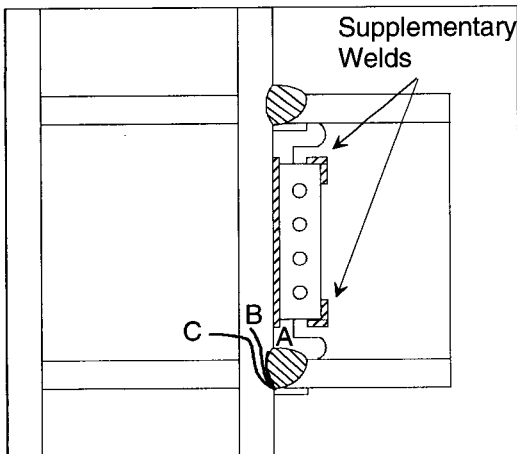


그림 1 Welded flange-bolted web 강접합부 상세와 취성 파괴 양상

에 대해서 적절한 강도와 소성 변형능력을 지니고 있음을 보여주었다.<sup>(1)</sup> 이들 실험들의 결과중 취성 파괴를 일으킨 것도 있었으나 이들은 주목 받지 못했고 현장에서 엄격한 품질관리로 해결될 수 있는 것으로 간주되었다.

노스리지 지진후 예상하지 못했던 강접합부의 파괴를 조사하기 위해서 많은 실험과 해석적인 연구들이 시작되었다. 실험적인 연구의 초점은 실제 크기의 강접합부의 정적거동과 동적인 거동에 맞추어져 있다. 이들의 결과에 따르면 표준적인 WFBW 강접합부의 경우 노스리지지진시에 나타난 파괴 양상이 재현되었고 현치(hunch)나 덧판(cover plate)으로 보강된 경우에는 상대적으로 만족스러운 결과를 나타내었다.<sup>(2)</sup>

노스리지 지진 관련 연구자들 중에서 Kaufmann과 Fisher는 지진시 파괴된 WFBW 강접합부와 시험에서 파괴된 WFBW 강접합부의 파괴된 표면을 조사하였다.<sup>(3)</sup> 그들은 이 조사에 따르면 용융되지 않은 backing bar의 안쪽 표면과 기둥의 프렌지면 사이의 용접이 안된 면과 보의 높은 높이로 인한 용접의 어려움으로 인해 서로 다른 크기와 형태의 균열과 유사한 역할을 하는 용접결함(crack-like defect)이 기둥과 보의 용접의 경계면에 생기게 된다.(그림 2, 표 1) 또한 샤프파괴격자시험(Charp V-notch test)를 통해서 노스리지지진 이전에 강접합부의 용접에 일반적으로 사용된 E70T-4 용접봉이 매우 낮은 파괴인성(fracture toughness)을 가지고 있다는 것을 밝혀냈다. 흥미로운 관찰은 현미

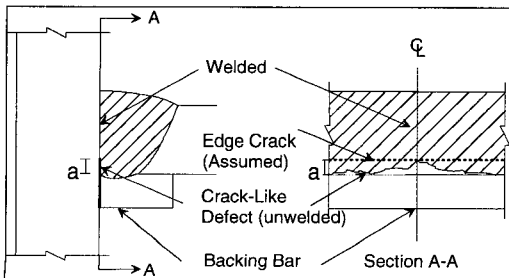


그림 2 기둥과 용접의 경계면의 crack-like defects와 edge 균열로 이상화된 대표 균열

표 1 용접결함의 분포

Sample	Beam	Backing Bar	a <sup>1)</sup> (mm)	a/t <sub>br</sub> <sup>2)</sup>
A6	N/A	9.550	0.813	N/A
A33	W27×94	9.601	1.041	0.055
A165	W30×99	9.652	1.803	0.106
A254	W27×94	10.135	0.940	0.050
A287	W24×76	9.576	4.674	0.271
B4	W30×99	9.550	4.877	0.287
B8	W30×99	9.500	2.489	0.146
B13	W27×94	9.576	N/A	N/A
B60	W30×99	9.398	10.185	0.599
C1	W36×210	9.500	N/A	N/A
C18	W36×210	9.474	1.549	0.045
C19	W36×210	9.500	4.369	0.126
E150	W30×170	9.500	4.267	0.153
E226	W30×170	9.500	4.724	0.169
E549	W30×170	9.525	7.264	0.260
F38	N/A	9.525	N/A	N/A
PN-2	W36×150	9.525	0.127	0.005
UTA-1	W36×150	9.525	9.525	0.399
UTA-2	W36×150	9.525	3.683	0.154
NSF-1	W36×150	9.525	3.683	0.154

1) a 는 최대 crack-like defect의 크기

2) t<sub>br</sub> 는 보의 프렌지의 두께

경을 통한 파괴표면 검사에서 비탄성 변형의 증거를 찾지 못했다는 점이다.

Frank<sup>(4)</sup>는 노스리지 지진이전에 대부분의 강접합부에 사용된 A572와 A36의 항복응력을 조사하였다.(그림 3) 그림 3의 용례의 I 와 II 는 서로 다른 제작자를 나타내며 all은 이들을 한꺼번에 표시한 것이다. 그의 결과에 따르면 A36의경우 항복응력은 248MPa(35ksi)에서 482MPa(70ksi)까지 변화하고 평균은 311MPa (54.2ksi) 이었다. A572 Gr.50의 경우 항복응력은 345MPa (50ksi)에서 517MPa(75ksi)사이 에 분포하고 평균은 391MPa(57.6ksi)이었다. 이들의 항복응력의 분포는 최소값이 모두 공칭값을 초과한다는 점에서 만족스러운 것이지만 설계자들이 이들의 평균값이 아니라 공칭값 즉 최소값에 근거해서 기둥과 보의 항복강도를 산정하기 때문에 실제 기둥과 보의 항복강도는 설계자의 의도와는 달리 매우 큰 값을 갖게 되고 때때로 기둥의 항복강도가 보의 항복강도보다 작은 경

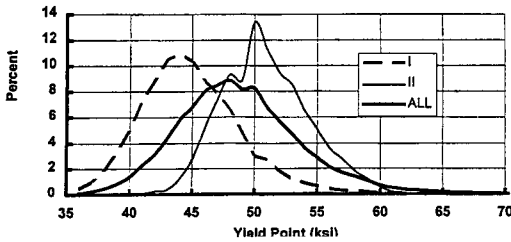


그림 3 A36의 항복응력분포

우가 생길 수 있다. 따라서 “강한 기둥 약한 보”가 아니라 “약한 기둥 강한 보”가 되어 설계자의 의도와는 다른 강접합부의 거동을 가져 올 수 있다.

Kaufmann, Fisher 및 Frank의 결과를 종합하면 기둥과 용접의 경계면의 용접결합, 이 곳의 낮은 파괴인성, 복잡한 형상으로 인한 변형 구속 효과 및 응력집중(stress concentration) 현상 등에 인해서 강접합부의 취성파괴강도는 저하되고 그와 반대로 재료의 성질의 불확실성 즉 실제 강재의 항복응력이 설계시의 값보다 월등히 커서 소성힌지모멘트는 커지게 된다. 결과적으로 취성파괴가 소성힌지의 형성보다 쉬운 파괴모드가 된다. 이 경우 실제 거동은 강접합부의 취성파괴로 나타난다.

## 2.2 해석적 연구

강접합부에 관한 해석적인 연구는 강접합부가 용접에 의한 열영향부(heat affected zone)이나 잔류응력 등으로 인해 거동이 복잡하여 그리 활발하지 않았다. 노스리지진이후에도 몇몇 해석적인 연구들이 시도되었으나 강접합부 상세에 대한 연구보다는 현재의 구조해석 방법들에 대해서 강접합부의 손상가능성과 위험위치를 예측할 수 있는 능력을 시험해 보는 연구가 주류를 이루고 있다. 이들의 연구 결과에 따르면 구조해석방법에서 예측한 손상정도와 위치는 실제의 피해와는 거리가 있다는 것을 보여주고 있다. 따라서 후속 연구들이 수치해석분야, 금속학적인 분야 및 파괴인성에 대해서 진행되고 있다.<sup>(2)</sup>

## 3. 강접합부의 파괴강도

### 3.1 선형파괴역학의 응용

선형파괴역학에 따르면 취성파괴를 정의하는 방법은 에너지방출률(energy release rate,  $G$ )를 이용한 에너지 방법과 응력확대계수(Stress intensity factor)를 이용한 두 가지가 있다. 두 가지 방법은 서로 동등하지만 에너지방출률은 수치해석적인 방법으로 직접 계산될 수 있고 평면응력(plane stress)가정이나 평면변형(plane strain)가정처럼 2차원적인 가정이 불필요하기 때문에 이 논문에서는 에너지 방법이 강접합부의 취성파괴강도를 산정하는데 사용되었다.

파괴규준(failure criterion)은 균열의 진전 즉 취성파괴가 외부 하중에 의한 에너지방출률이 재료의 임계에너지방출률(critical energy release rate,  $G_c$ )에 도달하면 발생한다는 에너지파괴규준(energy criterion)이 사용되었다. 여기서 에너지방출률은 식 (1)로 주어지며 주어진 균열의 면적에 대한 포텐셜에너지의 변화율이다.

$$G = - \frac{d\Pi}{dA} \quad (1)$$

여기서  $\Pi$ 는 탄성체의 포텐셜에너지이고  $A$ 는 균열의 면적이다.  $G_c$ 는 임계에너지방출률이라고 하며 재료의 파괴인성을 나타내는 물리상수이다.  $G_c$ 는 재하속도, 온도 및 구속조건의 함수이다.

균열의 선단에서  $G$ 의 수치적인 평가를 위해서 J-integral이 사용되었으며 J-integral은 식 (2) 같이 정의되며 선형탄성재료에 대해서 에너지방출률과 동등한 의미를 갖는다.

$$J = \int_{\Gamma} \left( w dy - T_i \frac{\partial u_i}{\partial x_i} ds \right) \quad (2)$$

여기서,  $w$ 는 strain energy density이고  $T_i$ 는 traction vector의 성분을 나타낸다.  $u_i$ 는 변위벡터성분이고  $ds$ 는 컨투어  $\Gamma$ 를 따르는 길이의 증분을 나타낸다. Rice<sup>(5)</sup>는 균열주위의 적

분경로에 상관없이 J-intergal값이 일정한 것을 밝혀냈다. J-intergal은 ABAQUS<sup>(6)</sup>를 이용하여 수치적으로 평가되었다. ABAQUS는 Domain Integral을 이용하였으며 이에 관한 자세한 설명은 참고문헌에 나와 있다.<sup>(7)</sup>

### 3.2 대표 균열, 유효파괴인성 및 취성파괴 모멘트

이 논문에서 강접합부의 취성파괴강도는 기둥과 용접부 사이의 경계면의 균열이 진전하기 시작하는 모멘트로 정의되었다. 실제로는 균열이 진전한 후에도 강접합부가 추가적인 모멘트를 지지할 수 있으나 해석의 간편성과 무시하는 것이 안전측인 것을 고려하여 추가적인 하중부담능력은 무시하였다.

그림 2는 용접받침(backing bar)의 용접되지 않은 표면과 용접불량이 균열을 형성하고 있는 전형적인 파괴단면을 보여주고 있다. 이런 균열들의 형상은 불규칙적이고 각각의 WFBW 강접합부 마다 변한다. 따라서 이 균열을 일일이 정확히 모델하는 것은 가능하지 않으므로 WFBW 강접합부의 일반적인 거동을 연구하기 위해서는 WFBW 강접합부의 기둥과 보의 경계면에 발생하는 균열들의 거동을 대표하는 대표균열(representative crack)의 모델이 필요하게 된다. 이러한 가정이 가능하다면 WFBW 강접합부의 기둥과 용접부의 경계면 부근의 복잡한 재료의 특성을 단순화할 수 있다. 즉, 용접불량, 열영향부, 및 잔류응력들 때문에 생기는 강접합부 강도에 불리한 효과들을 WFBW 강접합부 경계면의 대표균열에 집중시켜 단순화 할 수 있다. 따라서 다른 곳의 재료들은 잔류응력이나 열의 영향이 없는 거동을 한다고 가정할 수 있다.

기둥과 용접의 경계면의 균열의 크기나 형상에 관한 정확한 분포를 알기 어려움으로 대표균열은 WFBW 강접합부의 파괴모드를 나타낼 수 있다면 수치적인 모델이 어려운 복잡한 형상보다는 가급적 단순한 것이 효과적이라고 판단된다. 이 논문에서는 위에서 언급한 용접불량, 열영향부, 잔류응력 들같은 부정적인 효

과들이 기둥과 용접의 경계면의 균열의 최대 크기(a)에 비례한다고 가정하였다. 이 크기는 용접의 품질을 간접적으로 나타낼 수 있기 때문이다. 그리고 기둥과 용접의 경계면에 가장 자리균열(edge crack)을 가정하여 대표균열로 가정하였다.(그림 2) 이 가장자리균열의 크기는 기둥과 용접의 경계면의 균열에서 보의 플렌지사이의 최대거리(a)로 가정하였다. 용접받침의 두께는 가장자리균열의 크기에 포함되지 않았는데 이는 용접받침과 보의 플렌지가 용접되는 폭이 9.53mm정도이고 이는 보의 플렌지의 힘이 용접받침을 통해서 기둥의 플렌지에 전달되기에는 너무 짧기 때문이다. 실제 WFBW 강접합부의 파괴가 경계면의 중앙에서 시작된 것처럼 이 가장자리균열모델을 사용하여 해석적으로 구한 최대 에너지방출률이 가장자리균열의 중앙에서 발생하였다.

파괴인성은 취성파괴강도를 위해서는 미리 알아야 하는 값이다. 기둥과 용접의 경계면에서의 파괴인성은 실험을 통해서도 측정이 불가능한 것은 아니지만 그 시편의 준비와 절차가 잔류응력과 열영향부의 영향으로 매우 까다롭다. 이상화된 모델의 이러한 어려움은 유효파괴인성(effective fracture toughness,  $G_e$ )개념을 통해서 간접적으로 파괴인성을 표현함으로써 우회할 수 있다. 유효파괴인성의 정의는 대표균열 즉 가장자리균열의 임계에너지방출률이다.  $G_e$ 는 대표균열이 실제의 크랙이 아니므로 실제의 재료의 파괴인성이 아니고 가상의 값이다. 모든 부정적인 영향이 대표균열에 집중되어 있다고 가정하였기 때문에 그들의 영향이  $G_e$ 에 간접적으로 반영되어있다. 또한  $G_e$ 는 용접방법, 용접재료 및 용접환경에 따라서 변화된다. WFBW 강접합부의 파괴강도를 산정하기 위해서는 기둥과 용접의 경계면의  $G_e$ 가 미리 결정되어야 한다.

### 3.3 유효파괴인성의 평가

$G_e$ 의 평가를 위해서는 기둥과 용접의 경계

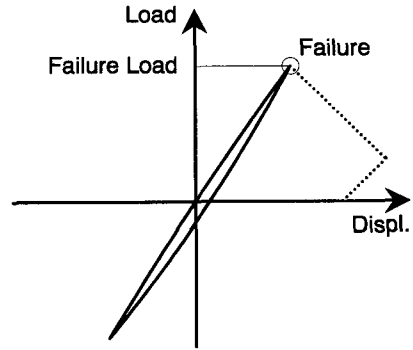
면의 균열의 크기를 알고 있는 WFBW 강접합부의 실험결과가 사용되었다. 같은 부재, 같은 용접봉 및 같은 용접방법을 사용해서 만든 WFBW 강접합부를 가정하여보자. 이 강접합부는 서로 같은 거동을 보일 것으로 생각할 수 있지만 실제로는 기둥과 용접면의 경계면의 균열의 정도와 잔류응력 및 열영향부가 다르므로 파괴시의 거동이 서로 다르게 된다. 이러한 WFBW 강접합부에 대한 실험으로부터 각각의 취성파괴강도를 알 수 있고 기둥과 용접의 경계면의 균열의 크기도 각각 알아낼 수 있다. 이 결과를 이용해서 유효파괴인성을 구하는 방법은 그림 4와 같다.

우선 그림 4(a)처럼 같은 부재, 같은 용접봉 및 같은 용접방법을 사용해서 만든 WFBW 강접합부들의 실험결과로부터 서로 다른 파괴하중과 가장자리균열의 크기를 구한다. 이것을 그림 4(b)와 같이 유한요소를 이용하여 모델링하고 실험에서 얻은 파괴하중을 가하여 해석한다. 해석결과로부터 각각의 결과들 (그림 4(c)에서는  $a_1$ 부터  $a_4$ 까지 4개의 시편이 있다고 가정)을 그림 4(c)처럼 도시하고 이들의 값을 대표할 수 있는 값을  $G_e$ 값으로 정한다. 많은 실험결과들이 사용되면 보다 정확한  $G_e$ 값을 얻을 수 있다. 일단  $G_e$ 가 주어진 재료, 용접변수에 대해서 얻어지면 이 재료와 용접변수를 이용해서 만든 강접합부의 취성파괴강도를 기둥과 용접의 경계면의 균열의 크기를 알면 산정할 수 있다. 이를 위해서 그림 5에 설명된 시상법 (trial-and-error)이 사용되었다.

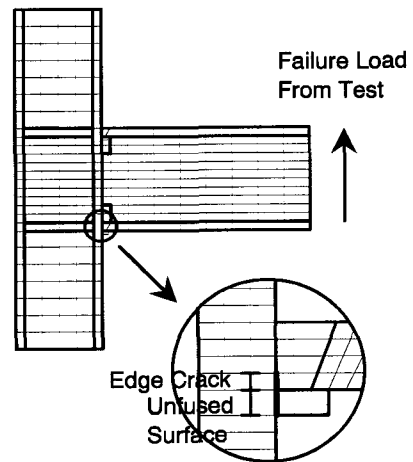
이 방법은 강접합부의 형상의 모델링에 어떤 제한도 없으므로 여러가지 다양한 형상의 강접합부의 거동을 조사할 수 있다. 예를 들면 그동안 무시되어 왔던 콘크리트 슬래브의 영향을 조사할 수 있다. 또한 지금 많은 실험이 진행되고 있는 보강된 강접합부의 경우도 주요한 결함이 밝혀지면 이를 등가의 균열로 모델링해서 취성파괴강도를 산정하는 것도 가능하다.

주어진 강접합부에 대해서, 파괴모드는 다음과 같이 정의된다. 만약 소성힌지 모멘트( $M_p$ )

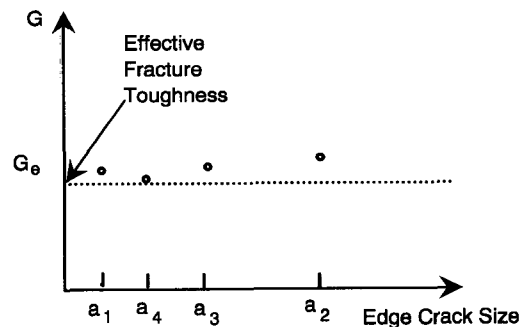
가 위의 방법으로 구한 취성파괴 모멘트( $M_{bf}$ )보다 크면 강접합부의 파괴모드는 취성적인 것이 될 것이고 반대의 경우는 소성힌지가



(a) 강접합부 시험



(b) 대표균열모델의 해석



(c) 유효파괴인성의 결정

그림 4 유효파괴인성의 산정 개념도

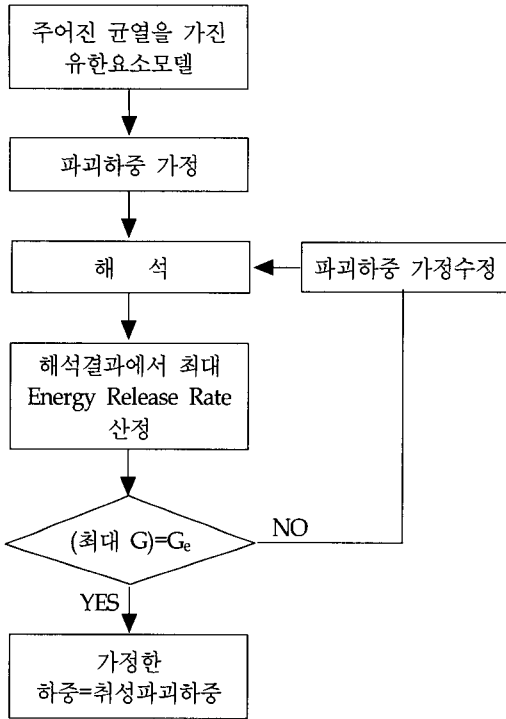


그림 5 강접합부 취성파괴하중의 산정

형성되고 파괴모드는 연성적인 것이 된다. 여기서  $M_{bf}$ 는 식 (3)과 같이 정의한다.

$$M_{bf} = P_{bf} \times L \quad (3)$$

여기서,  $P_{bf}$ 는 해석으로 구한 취성파괴 하중이고  $L$ 은 캔틸레버의 팔길이이다. 3.2절의 취성파괴모멘트의 경우처럼 실제로는 균열이 진전한 뒤에도 소성힌지가 발생할 수도 있는 등 파괴모드가 이 논문의 정의처럼 두 가지로 명확하게 구분되기는 어렵지만 이 논문의 파괴모드 산정의 목적이 설계를 위한 것이므로 가능한 간단한 것으로 정의하였다. 일반적으로  $M_p$ 는 한계상태를 나타내는 어떤 모멘트, 예를 들어 횡비틀림(lateral torsional) 모멘트같은 양으로 대체해서 강접합부의 파괴모드를 구할 수 있다.

#### 4. 강접합부의 취성파괴확률

기둥과 용접의 경계면의 균열의 크기가 알려지면 위에서 설명된 방법으로 취성파괴강도

를 산정할 수 있다. 그러나 이 균열의 크기는 강접합부가 제작되기 전에는 알 수 없는 양이 될 뿐만 아니라 용접재료, 용접방법, 용접환경 및 작업자의 숙련도 등에 따라 많은 영향을 받는다. 결과적으로 이 균열의 크기는 앞에서 언급한 대로 같은 방법으로 같은 부재를 써서 제작한 같은 강접합부들간에도 서로 다르게 된다. 앞의 표 1은 노스리지진에서 파괴된 WFBW 강접합부와 이후 실험에서의 기둥과 용접의 경계면의 균열을 보여주고 있다.<sup>(6)</sup> 이 결과에 따르면 이 균열의 형상이나 크기는 매우 다양하여 대표균열의 선택이 매우 어려운 것임을 보여주고 있다. 그러므로, 통계적인 방법을 이용하여 이들의 영향을 고려하는 것이 합리적이다. 즉 많은 WFBW 강접합부의 기둥과 용접의 경계면의 균열들을 조사하여 이들의 분포를 결정하고 이에 따라서 강접합부의 취성파괴강도에 대한 분포를 산정한다. 주어진 강접합부의  $M_{bf}$ 는 특정한 값보다는 분포로 나타내는 것이 합리적이다.

강접합부의 연성파괴는 보에 소성힌지가 형성되는 것으로 정의하였는데 이는 강접합부가 “강한 기둥 약한 보” 개념을 따르고 횡방향으로 적절히 지지되어 있다고 가정했기 때문이다. 앞에서 언급한 대로 보의 재료가 되는 A36 강 의 실제 항복응력이 어떤 특정한 값이라기 보다는 다양하게 변화함으로 분포로 나타내는 것이 합리적이고 따라서 항복응력의 함수인 보의  $M_p$ 로 특정한 값이라기 보다 분포라고 보는 것이 합리적이다.

강접합부의  $M_{bf}$ 와  $M_p$ 가 특정한 값을 갖지 않고 분포하기 때문에 강접합부의 파괴모드 역시 이들 분포에서 결정되는 확률로 생각할 수 있다. 이 논문의 파괴모드의 정의에 따라서 강접합부의 취성파괴확률은 식 (4)와 같이 정의된다.

$$P(\text{brittle fracture}) = P(M_{bf} - M_p < 0) \quad (4)$$

$M_{bf}$ 와  $M_p$ 의 정확한 분포는 구하기 어려움으

로 강접합부의 취성과파괴확률을 구하기 위해서 두 가지 가정이 사용되었다. 첫째,  $M_{bf}$ 와  $M_p$ 는 독립적인 무작위 변수로 가정하였다. 둘째,  $M_{bf}$ 와  $M_p$ 는 정상분포한다고 가정하였다. 따라서  $M_{bf}$ 와  $M_p$ 의 분포는 각각  $N(m_{bf}, \sigma_{bf}^2)$ 와  $N(m_p, \sigma_p^2)$ 로 표현할 수 있다. 여기서  $m_{bf}$ 와  $m_p$ 는  $M_{bf}$ 와  $M_p$ 의 평균이고  $\sigma_{bf}^2$ 과  $\sigma_p^2$ 는 분산을 나타낸다.

$M_{bf}$ 와  $M_p$ 의 분포가 서로 독립이면  $M_{bf}-M_p$ 의 분포는  $N(m_{bf}-m_p, \sigma_{bf}^2 + \sigma_p^2)$ 가 된다. 따라서 식 (4)는 식 (5)와 같이 된다.

$$\begin{aligned}
 P\left\{ \frac{(M_{bf}-M_p)-(m_{bf}-m_p)}{\sqrt{\sigma_{bf}^2 + \sigma_p^2}} < \frac{0-(m_{bf}-m_p)}{\sqrt{\sigma_{bf}^2 + \sigma_p^2}} \right\} \\
 = \Phi\left( \frac{-(m_{bf}-m_p)}{\sqrt{\sigma_{bf}^2 + \sigma_p^2}} \right) \\
 = 1 - \Phi\left( \frac{(m_{bf}-m_p)}{\sqrt{\sigma_{bf}^2 + \sigma_p^2}} \right) \quad (5)
 \end{aligned}$$

여기서  $\Phi(x)$ 는 표준정규누적분포의 함수이다.

## 5. WFBW 강접합부 모델링

### 5.1 검증에 이용된 WFBW 강접합부 실험

3절에서 언급한  $M_{bf}$ 를 구하는 수치방법을 검증하기 위해서는 같은 부재와 같은 용접방법으로 만든 강접합부의 실험과 실험후에 이들의 기둥과 용접의 경계면의 균열의 크기가 필요하다. 현재까지 이러한 조건을 갖춘 실험은 많지 않아서 university of California at Berkeley의 PN-2와 university of Texas at Austin의 UTA-1 및 UTA-2에 대한 데이터만을 얻을 수 있었고 이중 UTA-2는 전단연결재의 3개의 볼트가 미끄러지면서 파괴가 일어났는데 이는 강접합부의 강성이 변한 것을 의미하므로 이 실험의 결과는 검증에 사용하기에 부적합하므로 제외하였다. 결국 PN-2와 UTA-1이 검증에 이용되었다.

PN-2와 UTA-1은 WFBW 강접합부이며 캔틸레버형 시편으로 기둥에 보가 연결된 형태이다. 준정적인 반복하중이 보의 선단에 작용되었다. (표 2) 기둥부재는 두 시편 모두 W14×257, A572 Gr.50이 사용되었고 보는 UTA-1은 W36×150, A36이 PN-2에는 W36×150, A572 Gr.50이 사용되었다. 비록 PN-2의 보부재가 UTA-1과 달라도 기둥과 용접의 경계면의 파괴인성의 관점에서 보면 동일한 시편이라고 판단된다. 용접상세는 9.5mm의 루트간격과 30도의 베벨(bebel)을 사용했고 용접방법은 self-shield flux cored arc welding이 F70T-4 용접봉과 함께 사용되었다. 용접받침이 사용되었고 노스리지지전전의 제작관행처럼 제작후에도 강접합부에 남겨두었다. 이들 시편은 노스리지지전전의 WFBW 강접합부의 전형적인 제작방법을 나타낸다고 할 수 있다. 이들 시편은 기둥과 용접의 경계면에서의 취성과파괴로 파괴되었는데 표 2에 최대 균열의 크기와 파괴하중이 나타나 있다. 이들 실험에 대한 자세한 정보는 참고자료에서 찾을 수 있다.<sup>(3),(9),(10)</sup>

표 2 용접결합과 파괴하중

Specimen	PN-2	UTA-1
Column	W14×257 (A572 Gr.50)	W14×257 (A572 Gr.50)
Beam	W36×150 (A572 Gr. 50)	W36×150 (A36)
Crack-like defect size, a	0.127mm (0.005 in)	9.525mm (0.375in)
a+backing bar (9.525mm)	9.652mm (0.38in)	19.05mm (0.75in)
Fracture load	872.9kN (195.15kips)	576.3kN (129.5kips)

### 5.2 유한요소 모델링

WFBW 강접합부의 실험을 모사하기 위해서 기둥과 용접의 경계면의 균열의 모델링과 전체 시편의 모델링이 필요하다. 균열의 모델링의



경우 매우 세밀하게 모델링해야하고 이러한 정도로 전체 시편을 모델링하게 되면 대단히 많은 수의 요소를 사용해야한다. 이 문제는 sub-modeling이라는 기법을 사용해서 2번 나누어 해석함으로써 완화할 수 있다. sub-model에 사용되는 하중은 global model의 해석에서 구한 global model과 sub-model의 경계의 변위가 사용되었다. WFBW 강접합부 실험의 모사에는 그림 6에서 보듯 20 node reduced integration solid 요소가 사용되었다. 해석모델의 대칭성을 이용하여 전체의 1/2만 모델링하였고 약 1300개의 요소가 사용되었다. Global model에도 가장자리균열을 모델링하였는데 이는 이렇게 하는 것이 global model과 sub-model의 경계의 변위가 보다 정확하기 때문이다. 하중은 보의 선단부에 작용시켰다.

WFBW 강접합부의 상세는 같은 종류의 요소를 이용하여 sub-model로 모델링되었다.(그림 7) 가장자리균열의 선단부에 특이응력장(singular stress field)을 모사하기 위해서 collapsed element와 quarter element 기법이 사용되었다. 세계의 서로 다른 적분경로가 J-integral의 정확성을 확보하기 위해서 사용되었다. 가장자리균열 모델의 유효함을 검증하기 위해서 보의 프렌지의 두께와 균열의 크기의 비가 다른 여러 모델을 해석하여 비교하였다. 주의할 점은 균열의 크기에 용접받침의 두께가 포함되지 않은 점이다. 비록 용접받침이 sub-model에 포함되어 있지만 가장자리균열의 두께에서는 고려되지 않았다. 그 이유는 보의 프렌지와 용접받침의 용접되어 있는 폭이 매우 적기 때문에 보의 프렌지의 힘이 용접받침으로 전달될 것 같지 않기 때문이다. 용접받침은 일부분만이 모델되었다. 일반적으로 용접받침의 폭은 루트간격보다 큰 크기지만 이 폭의 일부만이 보의 프렌지와 용접되기 때문이다.

탄성계수와 포아송의 비는 각각 200000MPa와 0.3로 가정되었다. 일반적으로는 기둥, 보, 용접재료 및 열영향부는 서로 다른 기계적인 성질을 갖지만 실험결과 탄성계수와 포아송의

비는 매우 유사한 것으로 나타나고 선형탄성 해석이기 때문에 같은 값을 이용하였다.<sup>(11),(12)</sup>

RBS 접합부도 유사한 방법으로 모델링되었다. 그림 8에서 볼 수 있듯이 WFBW 강접합부의

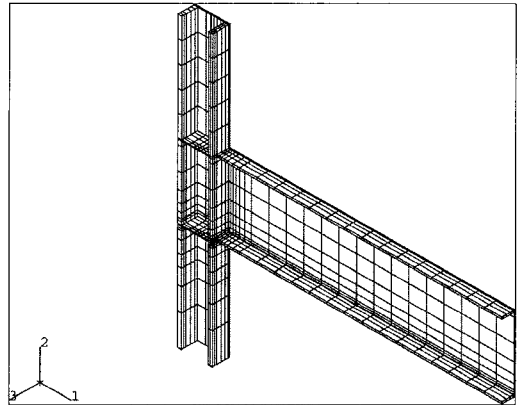


그림 6 Typical global model

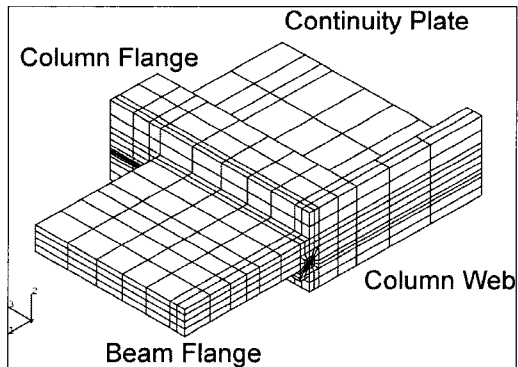


그림 7 Typical sub-model

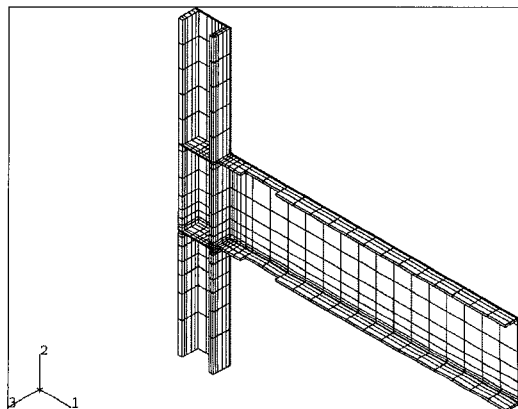


그림 8 Typical reduced beam section connection model

보의 아래 위의 플렌지의 일부를 줄여서 모델링 하였다. RBS 접합부는 줄어든 보의 소성힌지 모멘트의 양에 따라서 각각 원래 모멘트의 25%와 50%가 감소되도록 모델링하였다. 소성힌지의 발생위치는 기둥의 플렌지 전면으로부터 270mm떨어진 곳에 발생하는 것으로 가정하였다.

## 6. 수치해석결과

### 6.1 수치해석모델의 검증

Global model을 검증하기 위해서 탄성강성 (elastic stiffness)이 실제 시편과 비교되었다.(표 3) UTA-1의 경우, 실험과 수치해석결과와 거의 일치했고 PN-2의 경우는 약 6%의 오차를 보였다. 따라서 global model이 실제 시편을 잘 모사하고 있다고 판단된다.

그림 9는 서로 다른 적분경로(contour 1, 2, 3)에 따른 J-integral을 보여주고 있다. 약간의 오차는

표 3 수치해석과 실험간의 탄성강성 비교

Specimen	Elastic stiffness, $K_e=P/\Delta$	Error (%) = $\frac{(K_c)_{Test} - (K_c)_{Global}}{(K_c)_{Test}} \times 100$
PN-2	25053.6kN/m	6.0
UTA-1	23774.6kN/m	0.9
G. Model	23546.9kN/m	N/A

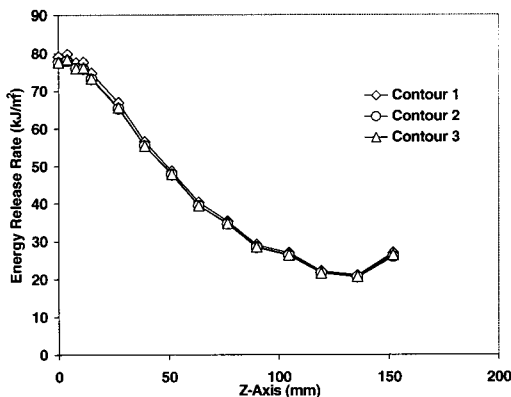


그림 9 가장자리균열의 선단의 전형적인 에너지방출률 분포

수치적인 것이라고 판단되고 3개의 서로 다른 적분경로에서의 J-integral값이 일치한다고 말할 수 있다. 이들의 평균값이 G값으로 사용되었다. 또한 그림 9에서 최대 G가 균열의 선단의 중앙에서 나타나는 것을 보여주고 있다. 실제, WFBW 강접합부의 취성과파괴가 기둥과 용접의 경계면의 중앙부에서 발생한 것으로 판단할 때 가장자리균열을 사용하여 이 경계면의 균열을 대표한 것은 적절한 것이라고 판단된다. 그림 10에서는 또한 용접받침두께의 영향을 보여주고 있는데 두께의 차이에도 불구하고 최대 G에는 변화가 없다. 용접받침은 보의 플렌지에 연결된 부분이 매우 작아서 힘을 전달하지는 못하여 G값에는 영향을 미치지 않지만 WFBW 강접합부 경계면에 균열을 생기게 하는데 많은 기여를 한다는 것을 알 수 있다.

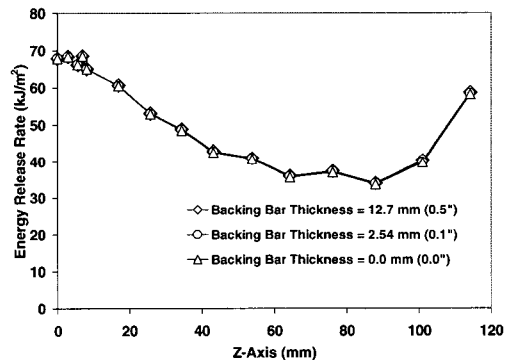


그림 10 용접받침두께의 영향

가장자리균열의 크기와 G값의 관계는 선형인 것으로 나타났다.(그림 11) 이 결과는 해석에서 정의한 가장자리균열의 크기에 대한 가정이 적절했다는 점을 시사한다. 왜냐하면, 일반적으로 에너지방출률은 응력확대계수, K의 제곱에 비례하고 K는  $\sqrt{a}$ 에 비례하기 때문이다.

### 6.2 용접재료로 E70T-4와 FCAW방법을 사용한 경우 Ge

그림 11에는 PN-2와 UTA-1의 G값이 나타나 있다. 이들의 값을 보면 57.9kJ/m<sup>2</sup>와 57.0kJ/m<sup>2</sup>

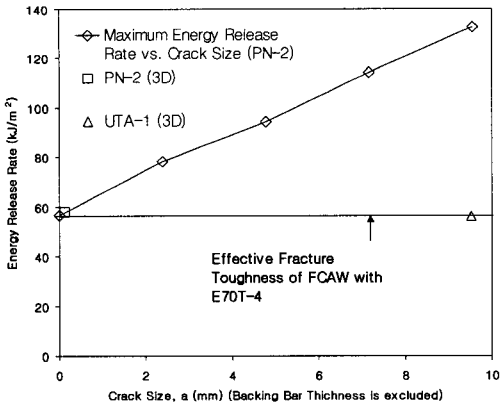


그림 11 FCAW 용접과 E70T-4를 사용한 경우 유효 파괴인성

이고  $0.9\text{kJ}/\text{m}^2$ 사이의 밴드에 집중되어 있는 것을 알 수 있다. 파괴인성은 다른 측정 방법에서도 나타나듯 일반적으로 매우 분산된 양인 것을 가만하면 특정 용접재료와 용접방법을 사용한 강접합부의 경우 일정한  $G_c$ 값을 갖는 것으로 판단할 수 있다. 이 논문에서는 안전측의 취성파괴 모멘트 값을 구하기 위해 두 값중의 최소값인  $57.0\text{kJ}/\text{m}^2$ 을 용접재료로 E70T-4와 FCAW 용접방법을 사용한 경우의  $G_c$ 로 정하였다. 이 값들이 강접합부의  $M_{br}$ 를 구하는데 사용되었다.

### 7. WFBW 강접합부의 취성파괴확률

비록 WFBW 강접합부의 기둥과 용접의 경계면의 균열의 분포를 정확히 알 수 없다고 해도 그 분포가 표 1의 분포와 유사하다고 가정할 수 있다. 이 논문에서는 가장자리균열과 보의 프렌지의 두께의 비인  $a/t_{br}$ 의 분포를 사용해서 WFBW 강접합부의  $M_{br}$ 의 분포를 계산하였다. 왜냐하면 표 1의 가장자리균열의 절대크기가 실제의 분포에서 그대로 나타나는 경우, 예를 들면, 두께 12.83mm의 보의 프렌지에 10.18mm의 균열이 생기는 경우 보의 프렌지와 가장자리균열의 비율이 실제와 유사한 분포를 나타낼 것이라고 판단되기 때문이다. 보의 소성힌지 모멘트의 분포는 A36의 항복응력분포를 이용해서 계산되었다.

그림 12는 W14×257를 기둥으로 W36×150을 보로 하여 구성된 WFBW 강접합부의  $M_{br}$ 와  $M_p$ 의 분포를 보이고 있다. 이러한 강접합부의 경우 취성파괴확률은 92%로 계산되었다. 이 결과는 노스리지진진시에 WFBW 강접합부가 소성힌지를 형성하지 않고 취성파괴를 이룬 것을 잘 설명하고 있다. 심지어 평균값을 비교하면  $M_{br}$ 가  $M_p$ 보다 작은 것을 알 수 있다. 접합부의 LRFD의 safety index( $\beta$ )이 4.5인데 반해 해석결과는 -1.37로 나타났다. 따라서 위와 같은 부재들로 이루어진 WFBW 강접합부의 경우 외부하중이 증가하면 파괴양상은 보의 소성힌지의 형성보다는 기둥과 용접의 경계면에서의 취성파괴가 나타나게 된다.

그림 13은 RBS 강접합부의 취성파괴확률을 보여준다. 여기서  $M_{br}$ 는 강접합부의 감소된 지점

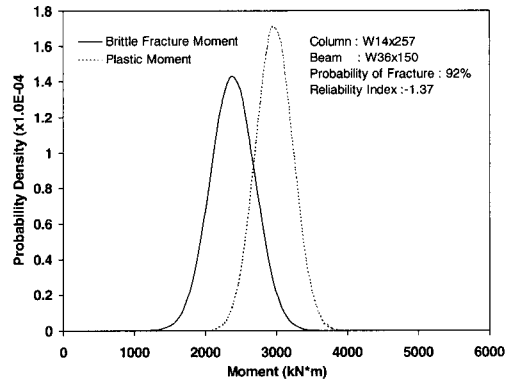


그림 12 WFBW 강접합부의  $M_{br}$ 와  $M_p$  확률밀도함수

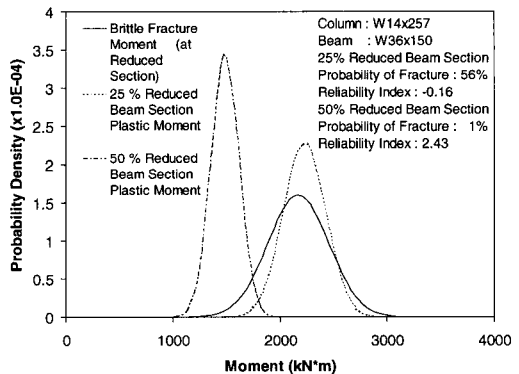


그림 13 RBS 강접합부의  $M_{br}$ 와  $M_p$  확률밀도함수

에서 계산되었다. 이 해석결과를 보면  $M_{br}$ 는 보의 프렌지 감소에 거의 영향을 받지 않는 것을 알 수 있다. 25%로 감소한 경우 취성과 파괴확률은 56%이고 50% 감소한 경우는 1%로 계산되었다. LRFD의 safety factor과 비교해 보면 25% 감소한 경우  $\beta=0.16$ 이고 50% 감소한 경우  $\beta=2.43$ 으로 계산되었다. 50% 감소한 경우도 LRFD의 기준에는 못미치는 것을 알 수 있다.

## 8. 결 론

이 논문에서는 WFBW 강접합부의 취성과 파괴강도가 선형파괴역학과 노스리지지진과 관련된 실험결과를 응용하여 연구되었으며 이에 기초하여 WFBW 접합부의 취성과 파괴강성을 산정하는 수치해석적인 방법을 제안하였다. 이 방법은 실제 강접합부를 형상 그대로 모델링함으로써 여러 형상의 강접합부의 취성과 파괴강도를 산정할 수 있고 강접합부에 영향을 미치는 요소들 즉 보강판이나 콘크리트 슬래브 등을 고려할 수 있다.

이를 이용하여 노스리지지진 이전에 널리 사용되던 WFBW 강접합부 상세 즉 용접재료로 E70T-4를 사용하고 용접방법으로 FCAW방법을 사용한 WFBW 강접합부의 취성과 파괴확률을 계산하였다. 또한 노스리지지진 후에 많이 연구되고 사용되는 RBS 강접합부의 취성과 파괴확률도 제작방법이 노스리지지진전과 같다고 가정하고 계산하여 보았다.

해석에 따르면 노스리지지진전에 널리 쓰이던 WFBW 강접합부는 취성과 파괴확률이 90%를 넘는 결과를 보여 파괴모드가 취성적이라는 결과가 나왔다. 이는 파괴된 WFBW 강접합부 중 소성변형의 흔적이 전혀 발견이 안된 것을 고려해 보면 실제 현상과 일치하는 결과라고 판단된다. 또한 RBS 강접합부의 경우 보의 프렌지의 감소로 인한 취성과 파괴확률의 감소는 있었지만 아직 LRFD규정에 따르면 만족스러운 것은 아닌 것으로 판단된다.

## 참 고 문 헌

1. Joh, C. and Chen, W. F., "Application of fracture mechanics to steel connections in moment frames under seismic loading," *Advances in Structural Engineering*, Vol. 1 No. 1, 1997, pp. 23-37.
2. <http://quiver.eerc.Berkeley.edu:8080>.
3. Kaufmann, E. J. and Fisher, J. W., "Fracture analysis of failed moment frame weld joints produced in full-scale laboratory tests and buildings damaged in the Northridge earthquake," Technical Report SAC 95-08, SAC Joint Venture, Sacramento, CA, 1995.
4. Frank, K. H., "The physical and metallurgical properties of structural steels," *Background Report: Metallurgy, Fracture Mechanics, Welding, Moment Connections and Frame Systems*, Technical Report SAC 95-09, SAC Joint Venture, Sacramento, CA, 1995.
5. Rice, J. R., "A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks," *J. of Applied Mech.*, Vol. 35, 1968, pp. 379-386.
6. ABAQUS, *ABAQUS/Standard User's Manual*, Hibbit, Karlson and Sorensen, Inc., Version 5.4, 1994.
7. Moran, B. and Shih, C. F., "A general treatment of crack tip contour integrals," *International Journal of Fracture*, Vol. 35, 1987, pp. 295-310.
8. Kaufmann, E. J., Fisher, J. W., Julio, Jr. R. M. D., and Gross, J. L., "Failure analysis of welded steel moment frames damaged in the Northridge earthquake," National Institute of Standards and Technology (NIST), Gaithersburg, MD, 1997.
9. Blackman, B. and Popov, E. P., "Studies in steel moment resisting beam-to-column connections for seismic-resistant design,"

- Report No. UCB/EERC-95/11, University of California, Berkeley, CA, 1995.
10. Shuey, D. B., Engelhardt, M. D., and Sabol, T. A., "Testing of repair concepts for damaged steel moment connections," Technical Report SAC 96-01, SAC Joint Venture, Sacramento, CA, 1996.
  11. Higashida, Y. and Lawrence, F. V., "Strain controlled fatigue behavior of weld metal and heat-affected base metal in A36 and A514 steel welds," FCP Report No. 22, University of Illinois, Urbana-Champaign, IL, 1976.
  12. Ho, N. J. and Lawrence, F. V., "The fatigue of weldments subjected to complex loadings," FCP Report No. 45, UIUC-ENG 83-3601, University of Illinois, Urbana-Champaign, IL, 1983.