

공학석사 학위논문

파랑하중을 고려한
반강접 접합부의 비선형해석

Nonlinear Analysis of Semi-Rigid Connections
Considering Wave Loads

지도교수 송 화 철

2002년 8월

한국해양대학교 대학원

해양건축공학과 이 은 숙

本 論 文 을 李 恩 淑 의 工 學 碩 士 學 位 論 文 으 로 認 准 함 .

위 원 장 도 근 영 인

위 원 최 경 식 인

위 원 송 화 철 인

2002년 6월 18일

한국해양대학교 대학원

목 차

Abstract	vi
1. 서론	
1.1 연구배경 및 목적	1
1.2 연구동향	2
1.3 연구범위 및 방법	3
2. 반강접 접합부의 분류 및 해석모델	
2.1 개요	5
2.2 반강접 접합부의 종류	7
2.3 기준에 따른 반강접 접합부의 분류	11
2.4 반강접 접합부의 모멘트-회전각 해석 모델	14
3. 초대형 부유식 구조물 상부시설의 구조해석	
3.1 구조물 상부시설의 계획 및 해석	18
3.2 구조물 상부시설의 파랑하중 산정	20
3.3 구조물 상부시설의 단부 구속조건에 따른 응력변화	23
4. 적용예제 구조물 및 반강접 접합부	
4.1 적용 예제 구조물	25
4.2 반강접 접합부 특성	29
4.3 하중 산정법	34
5. 반강접 접합부를 적용한 구조시스템별 탄성응답분석	
5.1 최대변위 비교	36

5.2	파랑하중별 모멘트 비교	41
5.3	횡변위 제어방법	46
6.	반강접 접합부를 적용한 구조시스템별 비탄성응답분석	
6.1	1차/2차 소성해석에 의한 거동 비교	50
6.2	접합부 종류별 2차 소성해석에 의한 거동 비교	53
6.3	TSD 접합부의 소성흔지 발생분포	56
7.	결론	59
	참고문헌	61

표목차

표 3.1 부재구속 조건에 의한 최대모멘트 비교	24
표 4.1 적용부재	26
표 4.2 TSD 접합부 부재 치수	29
표 4.3 TSD 접합부 적용 변수 값	29
표 4.4 확장 엔드 플레이트 접합부 부재 치수	31
표 4.5 확장 엔드 플레이트 접합부 적용 변수 값	31
표 4.6 각형강관 외다이하프램 접합부 부재 치수	32
표 4.7 각형강관 외다이하프램 접합부 적용 변수 값	33
표 4.8 각 하중의 크기	34
표 4.9 조합한 정적하중의 크기	34
표 4.10 진폭에 따른 상하변위량	35
표 5.1 건물의 변형 제한치(간사이공항 시설계 예)	36
표 5.2 파랑하중(진폭 5cm)이 작용했을 경우 변위 비교	37
표 5.3 파랑하중(진폭 10cm)이 작용했을 경우 변위 비교	38
표 5.4 파랑하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 변위 비교	40
표 5.5 파랑하중(진폭 5cm)이 작용하였을 경우 모멘트와 증가율 비교	42
표 5.6 파랑하중(진폭 10cm)이 작용하였을 경우 모멘트와 증가율 비교	43
표 5.7 파랑하중(진폭 20cm)이 작용하였을 경우 모멘트와 증가율 비교	44
표 5.8 파랑하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 변위 비교	47
표 5.9 파랑하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 모멘트 비교	48
표 5.10 가새를 보강하였을 경우 변위 비교	49
표 5.11 가새를 보강하였을 경우 모멘트 비교	49
표 6.1 극한 하중계수(λ_u)	51

그림목차

그림 1.1 연구방법	4
그림 2.1 접합부의 정의	5
그림 2.2 반강접 접합부의 모멘트-회전각 곡선	6
그림 2.3 반강접 접합부의 종류	9
그림 2.4 LRFD(1997)에 의한 접합부의 분류	11
그림 2.5 Eurocode 3(1992)에 의한 접합부의 분류	13
그림 2.6 Three-Parameter Power Model	15
그림 2.7 Richard Power Model	16
그림 2.8 Three-Parameter Power Model(각형강관)	17
그림 3.1. 하부구조물의 변형과 상부구조물의 거동	18
그림 3.2 상부시설물의 구조설계방법	19
그림 3.3 부체변형의 파장(메가플로트 설계용)	20
그림 3.4 수직변위의 진폭(메가플로트 설계용)	21
그림 3.5 변형모드(파향 0°)	21
그림 3.6 변형모드(파향 90°)	22
그림 3.7 3층-4경간 구조물	23
그림 4.1 예제구조물	25
그림 4.2 반강접 접합부를 적용한 해석 모델	27
그림 4.3 TSD 접합부	29
그림 4.4 TSD 접합부 모멘트-회전각 곡선	30
그림 4.5 확장 엔드 플레이트 접합부	30
그림 4.6 확장 엔드 플레이트 접합부 모멘트-회전각 곡선	31
그림 4.7 각형강관 외다이아프램 접합부	32
그림 4.8 각형강관 외다이아프램 접합부 모멘트-회전각 곡선	33
그림 4.9 세 가지 접합부 강성 비교	33
그림 4.10 진폭별 가상 파랑하중	34

그림 4.11 강제변위 입력방법	35
그림 5.1 조합하중(진폭 5cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대변위	37
그림 5.2 조합하중(진폭 10cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대변위 ..	38
그림 5.3 조합하중(진폭 20cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대변위 ..	39
그림 5.4 조합하중(진폭 5cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대모멘트	41
그림 5.5 조합하중(진폭 10cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대모멘트	42
그림 5.6 조합하중(진폭 20cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대모멘트	44
그림 5.7 접합부 위치별 해석 모델	46
그림 5.8 가새를 보강한 해석 모델	48
그림 6.1 강접 골조인 경우 하중계수-변위 그래프	50
그림 6.2 Case1인 경우 하중계수-변위 그래프	50
그림 6.3 Case2인 경우 하중계수-변위 그래프	51
그림 6.4 Case3인 경우 하중계수-변위 그래프	51
그림 6.5 정적하중을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프	53
그림 6.6 조합하중(진폭 20cm)을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프	53
그림 6.7 Case2에 정적하중을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프	54
그림 6.8 Case2에 파랑하중(진폭 20cm)을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프	54
그림 6.9 Case3에 정적하중을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프	55
그림 6.10 Case3에 파랑하중(진폭 20cm)을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프	55
그림 6.11 강접 골조인 경우 소성힌지 발생순서	56
그림 6.12 Case1인 경우 소성힌지 발생순서	57
그림 6.13 Case2인 경우 소성힌지 발생순서	57
그림 6.14 Case3인 경우 소성힌지 발생순서	58

Nonlinear Analysis of Semi-Rigid Connections Considering Wave Loads

Lee, Eun-Suk

Dept. of Oceanic Architectural Engineering, Graduate School,
Korea Maritime University

Abstract

Beam-to-column connections of steel frames are assumed fully rigid or pinned connection for convenience in analysis and design, but because all beam-to-column connections have moment translation and rotation resistance, we need to understand correctly the behavior of semi-rigid connections.

In general, the semi-rigid connections are preferred for low rise structure. If semi-rigid connections are used for superstructures of very large floating structures(VLFS), the number of rigid connections can be reduced and more economical construction will be possible.

In this study, considering service load and wave load in VLFS, the applicability of mixed use of rigid and semi-rigid connections has been studied using three combinations of connections for a four-bay eight-story frame. Three types of connections are used; top- and seat-angle connections with double web-angle(TSD), extended end plate connections, steel tubular column with square external-diaphragm connections. ABAQUS(Finite element analysis program) is used for conducting second order elastic and inelastic analysis.

The conclusions of this study are as follows ;

1. As the amplitude of wave loads is small, the difference of displacement and moment responses in 3 type structural systems is large. However, as the amplitude wave loads is large, the difference of responses decreases, because the responses of wave loads are dominant.
2. The analysis results of Case3 with TSD semi-rigid connections in lower floors show that the additional moment due to wave loads can be reduced in lower floors, but the lateral displacements become large.
3. The extended end plate connections with high stiffness have an advantage for displacement control compared to TSD connections. The steel tubular column with square external-diaphragm connections shows similar behavior as TSD connections.
4. In case of truss bracing for reducing lateral displacements, the difference of responses of various structural systems is not great. Through benefits of reducing moment and displacement responses, the structural system as semi-rigid connections with truss bracing is efficient for superstructure of VLFS.
5. The results of inelastic analysis of 3 type structural systems with semi-rigid connections show that the ultimate load coefficient of Case3 is smaller and the inelastic behaviors of structural systems are different especially in plastic regions.

Keyword : semi-rigid connections, nonlinear behavior, inelastic analysis, wave load,
very large floating structures

1. 서론

1.1 연구배경 및 목적

최근 건물이 고층화되고 친환경화를 추구하면서 철골 구조에 대한 관심이 높아지고 있다. 실제 보-기둥 접합부는 임의의 하중에 대해서 회전강성 가지는 반강접의 형태를 띠게 되지만 일반적으로 철골 구조의 보-기둥 접합부는 해석의 편의를 위해 강접합과 핀접합 두 가지 종류로 가정하여 적용하고 있다. 그러므로 구조물의 정확한 거동을 파악하기 위해서는 실질적인 접합부의 회전강성을 고려한 구조설계와 해석이 필요하다.

보-기둥의 반강접 접합부는 접합부의 종류마다 모멘트-회전각 관계가 달라 실험결과에 의존해야하는 단점이 있기 때문에 쉽게 적용하기 위해 접합부 형태별 모멘트-회전각 관계에 대한 모형식을 개발하는 연구가 활발히 진행되고 있다. 그러나 모형식을 적용한다하더라도 일반적으로 많이 사용하고 있는 상용 구조해석 프로그램으로 구조해석을 할 경우 지원되지 않는 부분이 많아 구조계산의 편의를 위하여 회전 곡선식을 선형, 이선형의 형태로 입력하여 근사 해석을 하고 있는 실정이다.

일반적으로 구조물에 반강접 접합부를 적용하면 모멘트 감소에 따른 부재단면의 감소 등으로 인한 경제적인 이득을 얻을 수 있다. 그러나 현재 접합부에 대한 시공의 불확실성 등 여러 가지 문제로 저층 구조물에만 적용을 하고 있는 실정이다. 최근에는 고층건물에 대한 반강접 접합부에 관한 연구도 진행되고 있으며 그 적용범위를 늘려나가고 있는 추세이다.

초대형 부유식 구조물(Very Large Floating Structure : VLFS)의 상부시 설물은 일반건축의 형태와 같지만 기초가 땅이 아닌 대형 부체에 지지되는 구조물이다. 초대형 부유식 구조물의 상부구조는 육상 구조물과는 달리 파랑하중의 영향을 많이 받아 부가 모멘트가 크게 작용한다. 그러므로 모멘트를 줄이기 위해 반강접 접합부를 도입하여 경제적인 설계를 위한 연구가 필요하다.

본 논문에서는 초대형 부유식 구조물의 상부구조물에 정적하중과 진폭의 크기가 다른 파랑하중이 동시에 작용할 경우 강접 골조와 부분적으로 반강접 접합부가 사용된 세 가지 구조시스템에 2차 탄성 및 소성해석을 수행하였다. 접합부는 웨브에 더블 앵글을 가진 상하 앵글 접합(Top- and seat-angle connections with double web-angle connections, TSD)과 확장 엔드 플레이트 접합, 그리고 반강접 거동을 하는 각형강관 외다이아프램 접합부를 적용하였으며 중고층 구조물에 파랑하중이 작용할 경우 모멘트와 수평변위에 유리한 반강접 접합부의 적용 위치와 수평 변위를 줄이기 위한 효율적인 시스템을 모색하였다.

1.2 연구동향

접합부의 회전 강성을 고려한 구조물의 거동에 초기연구는 1942년 Jonston과 Mount¹⁾에 의해 시작되었다. 이들은 접합부의 모멘트 성능에 대한 강성을 반강접 계수로 정의하고 이를 이용하여 기존의 처짐각법과 모멘트분배법을 이용하여 강성행렬을 수정한 후 반강접 효과를 고려하였다. 1975년 Frye와 Morris²⁾는 7가지의 접합부의 모멘트-회전각에 대한 모형식을 제시하였고 1980년 Richard³⁾와 1984년 Morris 등은 몇 가지 접합부에 대해 Power Model을 사용하여 모멘트-회전각을 예측할 수 있는 모형식을 제시하였다. 1985년 Lui와 Chen⁴⁾은 2차 구조해석에 사용하였던 지수모형을 공식화하여 철골구조물의 컴퓨터 해석 방법을 제시하였다. 또한 Kishi와 Chen⁵⁾은 강구조물의 기하학적 비선형 해석을 위해 Exponential Function으로 접합부 거동을 나타내었으며 기존의 반강접 접합부 실험 데이터를 수집하여 데이터베이스를 구축하였다.

최근에 이루어진 연구로 1990년 Dhillon과 Majid는 강구조물의 기하비선형과 접합부의 비선형 거동을 고려한 체계적인 설계 과정을 제시하였으며 설계 프로그램도 개발하였다. 같은 해 Cunningham은 고정계수와 모멘트분배법을 이용하여 반강접 접합부의 영향을 고려한 해석 방법을 제시하였

다. 1990년 Kishi와 Chen⁶⁾은 접합부의 초기탄성강성, 접합부의 극한 모멘트, 곡선형태 변수로 구성되는 멱함수 형태의 예측식을 제안하였다.

초대형 부유식 구조물의 상부구조에 대한 연구는 거의 전무한 상태로 일본에도 이에 대한 연구가 초기 단계이며 우리나라에서는 한국해양대학교에서 해양수산부 주관으로 초대형 부유식 구조물의 상부구조물에 대한 연구가 진행 중이다. 초대형 부유식 구조물의 상부구조에 반강접 접합부를 적용한 구체적인 연구는 전무하며 Drain-2d를 사용하여 접합부의 구속조건을 고정, 50%고정, 힌지로 하여 근사해석을 한 연구사례⁷⁾는 있다.

1.3 연구범위 및 방법

본 논문에서는 많은 모형식 중 여러 접합부의 형태에 적용할 수 있는 Three-Parameter Power Model과 Richard Power Model을 사용하였다. Chen 등이 제안한 프레임 모델⁸⁾을 사용하여 고층건물의 수평변위와 적절한 강성 확보를 목적으로 강접 접합부와 반강접 접합부를 같이 적용하였고 접합부의 종류는 설계시 많이 적용이 되는 TSD 접합부와 강접 접합부에 가까운 확장 엔드 플레이트 접합부, 그리고 반강접 거동을 하는 외다이아프램 형식의 각형강관기둥-H형강보 접합부를 적용하였다.

초대형 부유식 구조물은 물위에 떠있기 때문에 지진하중의 영향은 받지 않지만 파랑하중의 영향은 크게 받는다. 본 논문에서는 파랑하중의 적용 방법 중 강제수직변위 입력법⁹⁾을 이용하여 파랑하중에 의해 발생한 상하변위 값을 주각부의 변위로 입력하였다.

해석은 ABAQUS/Standard 6.2¹⁰⁾를 이용하여 접합부 강성을 비선형의 형태로 입력한 실제 거동과 가장 유사한 해석 방법인 2차 탄성 및 소성 해석을 하였다. 정적하중과 정적하중에 파랑하중을 적용한 조합하중에 대한 모멘트와 소성 힌지의 발생분포, 골조 상부층의 최대 변위값을 비교 분석하였고 같은 구조시스템에 여러 가지 접합부를 적용하였을 경우 구조물의 거

동에 대해서도 비교하였다.

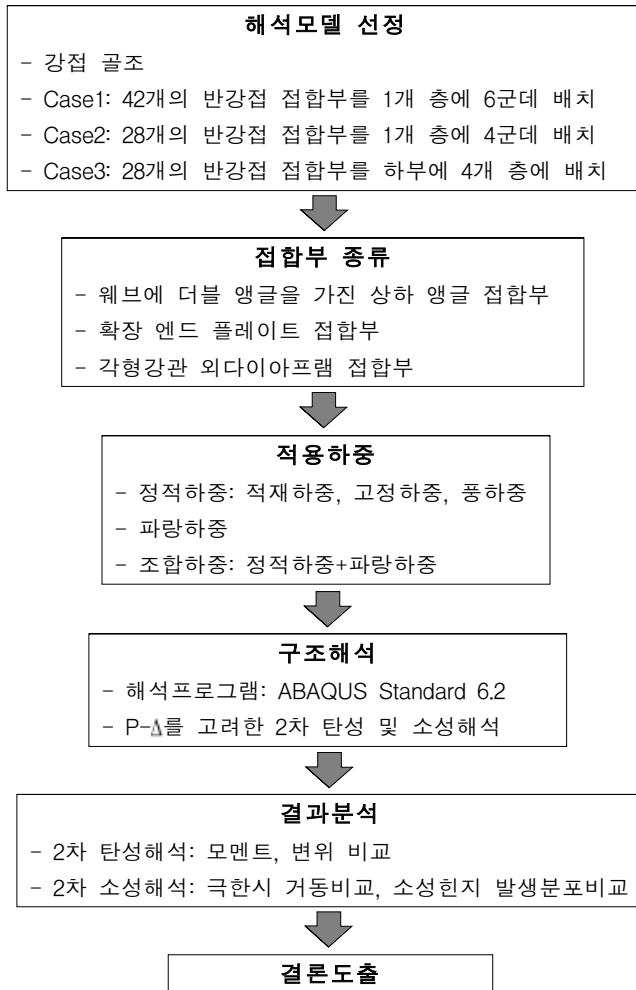


그림 1.1 연구방법

2. 반강접 접합부의 분류 및 해석모델

2.1 개요

일반적인 보-기둥 접합부는 강접합과 핀접합 사이에 임의의 강성을 가지는 반강접 접합부이다. 그러나 구조해석 과정의 간편함을 위하여 강접합과 핀접합 두 종류로 이상화하여 사용하고 있다.(그림 2.1)

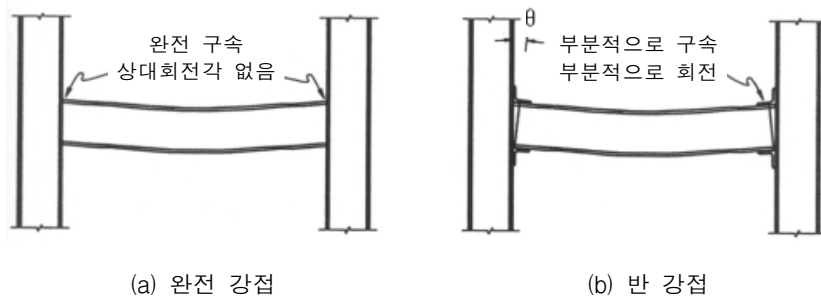


그림 2.1 접합부의 정의

보-기둥 접합부는 대개 축력, 전단력, 휨모멘트 및 비틀림을 받는다. 그러나 축력과 전단의 효과는 대개 휨모멘트에 비해 그다지 크지 않으므로 반강접 접합부의 거동은 모멘트-회전각($M-\theta$)관계로 나타낼 수 있다.

그림 2.2는 대표적인 접합부의 모멘트-회전거동을 약산적으로 가정한 것이다. 이 그래프로 아래와 같은 사항을 알 수 있다.

① 접합부의 모든 형태는 이상적인 완전 강접과 핀 접합의 사이에 위치하며 모멘트-회전각 곡선은 비선형의 형태를 나타낸다. 이런 비선형은 접합되는 부재들 간의 재료적인 불연속, 재료의 부분적인 항복, 판요소의 국부적인 좌굴 등에 기인한다.

② 같은 모멘트에 대하여 접합부가 유연할수록 θ 의 값은 더 크다. 즉 특정한 θ 값에 대하여 접합부가 유연할수록 접합부는 인접부재 사이에 더 작은 모멘트를 전달한다.

③ 접합부가 전달할 수 있는 최대모멘트는 접합부가 유연할수록 감소한다.

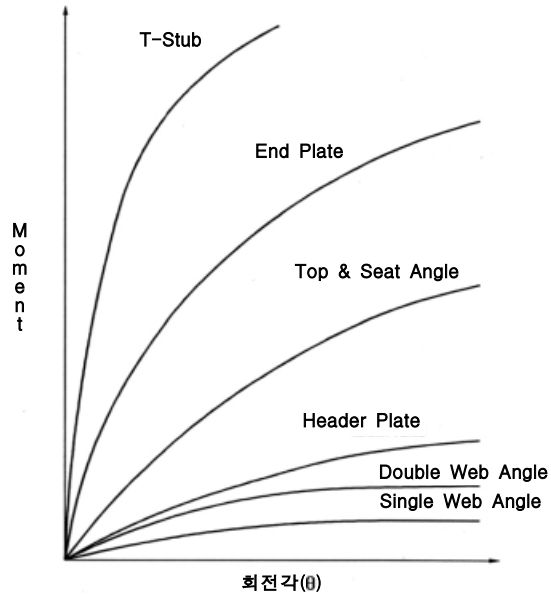


그림 2.2 반강접 접합부의 모멘트-회전각 곡선¹¹⁾

일반적으로 반강접 접합부는 조립시 문제만 없으면 매우 연성적이다. 접합부의 연성은 내진설계 등의 구조체의 극한상태에서는 중요한 성질이다.

2.2 반강접 접합부의 종류

(Stability Design of Semi-Rigid Frames 참고)

(1) 단일 웹 앵글 및 단일 플레이트 접합부(Single Web Angle/Single Plate Connections)

단일 웹 앵글 접합부는 그림 2.3(a)에서와 같이 기둥이나 보 웹에 볼트로 접합되거나 용접되는 형태이다. 단일 플레이트는 앵글 대신 플레이트를 사용한다. 단일 플레이트를 사용한 접합부는 단일 앵글 접합부보다 재료가 적게 들어가며 편심에 의한 영향을 최소화 할 수 있다. 일반적으로 단일앵글 접합부는 더블앵글 접합부의 절반정도의 모멘트 강도를 가진다. 단일 플레이트 접합부는 그림 2.3(b)와 같이 플레이트의 한쪽이 기둥의 플랜지에 완전히 용접되어 있으므로 단일 앵글 접합부보다 크거나 같은 강성을 가진다. 이 접합부는 매우 유연하므로 접합부의 강성이 매우 작다.

(2) 더블 웹 앵글 접합부(Double Web Angle Connections)

더블 웹 앵글 접합부는 그림 2.3(c)에서와 같이 기둥과 보 웹 모두에 볼트 또는 리벳으로 접합된 두 개의 앵글을 사용한다. 1950년대에 대부분의 철골구조 설계에 대한 규준은 리벳 대신 고장력 볼트를 사용하는 것을 허용하였다. 더블앵글 접합부는 앵글의 특별히 춤이 큰 경우 사용하중 하에서 보의 고정단 모멘트의 20% 정도를 전달하지만 AISC ASD 규준 (AISC, 1989)¹²⁾에서는 이 접합부를 단순접합 또는 전단접합으로 분류하고 있다.

(3) 상하 앵글 접합부(Top- and Seat-Angle Connections)

그림 2.3(d)는 전형적인 상하 앵글 접합부를 나타내고 있다. AISC ASD 규준(AISC, 1989)에서는 다음과 같이 정의하고 있다.

상부앵글은 보의 압축 플랜지의 횡방향을 지지하기 위한 것이고, 하부앵글은 단지 보의 수직 반력을 기둥에 전달하기 위한 것이므로 보의 단부에

모멘트를 구속할 필요는 없다. 그러나 실험결과에 따르면 이 접합부는 수직하중 뿐만 아니라 어느 정도의 보단부 모멘트를 전달하는 것으로 나타났다.

(4) 웨브에 더블 앵글을 가진 상하 앵글 접합부(Top- and Seat-Angle Connections with Double Web-Angle)

이 접합부는 그림 2.3(e)에서와 같이 상하의 앵글 접합부와 더블 웨브 앵글접합부가 조합된 것이다. 더블 웨브 앵글은 전단력을 전달함으로써 상하 앵글접합부의 구속 특성을 개선하기 위해 사용된다.

(5) 확장 엔드 플레이트 접합부 및 플러쉬 엔드 플레이트 접합부(Extended End Plate Connections and Flush End Plate Connections)

일반적으로 엔드 플레이트 접합은 공장에서 보의 단부에 용접되고 현장에서 기둥에 볼트로 체결된다. 확장 엔드 플레이트 접합부는 2가지로 분류된다. 그림 2.3(f), (g)에서와 같이 엔드 플레이트가 인장측에 확장된 것과 인장측, 압축측 모두 확장된 것이 있다. 전형적인 플러쉬 엔드 접합은 그림 2.5(h)와 같다. AISC ASD규준(AISC, 1989)에서는 엔드 플레이트 접합부를 반강접(PR)이라고 하기보다는 완접강접(FR)으로 간주하기 때문에 이 접합부는 보의 단부 모멘트를 기둥에 전달하기 위해 사용된다. 확장 엔드 플레이트는 접합부가 강진과 같은 하중이 발생하여 모멘트의 상하가 바뀌는 경우에 많이 사용된다. 플러쉬 엔드 플레이트 접합부는 확장 엔드 플레이트보다 약하지만 지붕 상세에 종종 사용되고 있다. 엔드 플레이트 접합부의 거동은 기둥의 플랜지가 휨 변형에 저항을 할 수가 있어서 엔드 플레이트의 거동에 영향을 주는지 여부에 달려있다.

(6) 헤더 플레이트 접합부(Header Plate Connections)

헤더 플레이트 접합은 그림 2.3(i)와 같이 보의 춤보다 작은 단부 플레이트가 보에 용접되고 기둥에는 볼트로 연결된다. 이 접합부의 모멘트 회전

에 대한 특성은 더블 앵글 접합부와 유사하다. 따라서 헤더 플레이트 접합은 주로 보의 반력을 기둥에 전달하기 위해 사용된다.

(7) 각형강관 외다이아프램 접합부(Steel Tubular Column with Square External-Diaphragm Connections)

각형강관 외다이아프램 접합은 그림 2.3(j)와 같이 직사각형의 외다이아프램으로 보강한 각형강관기둥과 H형강보를 연결한 형태로 내다이아프램 형식과는 달리 반강접 거동을 한다. 그리고 시공과 제작이 간편하고 CFT 골조에 사용될 경우 콘크리트 충전에 유리하여 최근 많은 연구가 진행되고 있는 접합부중 하나이다.

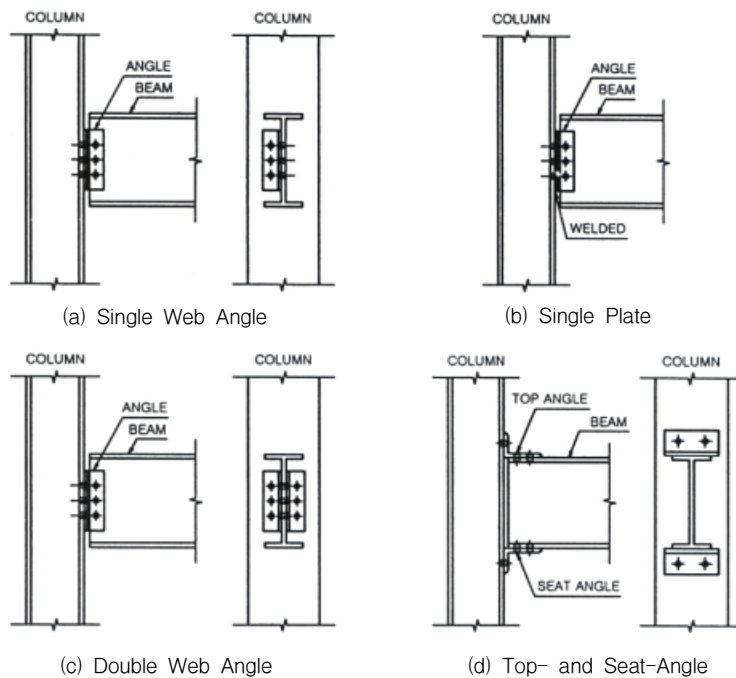
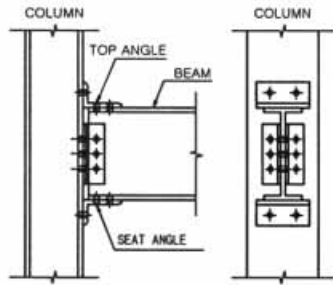
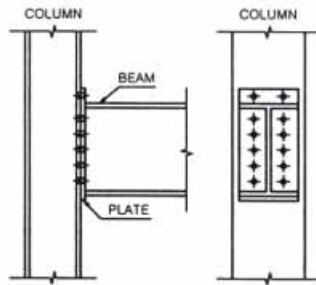


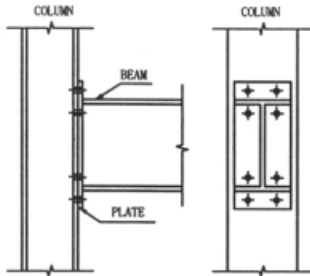
그림 2.3 반강접 접합부의 종류¹³⁾



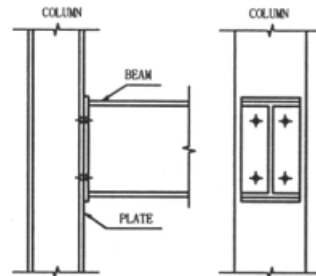
(e) Top- and Seat-Angle with Double Web-Angle



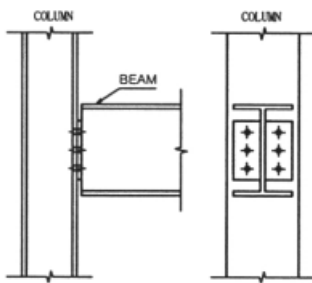
(f) Extended end Plate on the Tention Side Only



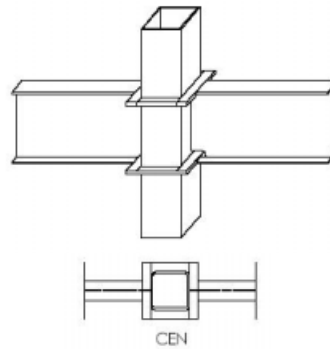
(g) Extended End Plate on Both Sides



(h) Flush End Plate



(i) Header Plate



(j) Steel Tubular Column with Square External-Diaphragm

그림 2.3 반강접 접합부의 종류^{13),14)}

2.3 규준에 따른 반강접 접합부의 분류

반강접 접합부는 LRFD(1997)¹⁵⁾, Eurocode 3¹⁶⁾ Bjorhovde 등의 분류법이 제시되고 있다. 아래에 LRFD와 Eurocode 3에 대한 개략적인 설명을 기술하였다.

(1) LRFD(1997)에 의한 접합부의 분류

접합부의 강도에서 중요한 것은 접합부와 연결되는 보의 강도에 있다. 보의 강도보다 접합부의 강도가 큰 경우는 접합부의 연성이 중요하다. 그림 2.4에서 M_u 를 접합부모멘트, M_p 를 보의 소성 모멘트라고 하면 아래와 같이 분류할 수 있다.

$M_u \geq M_p$: 완전강도(FS, Fully Strength)

$M_u < M_p$: 반강도(PS, Partial Strength)

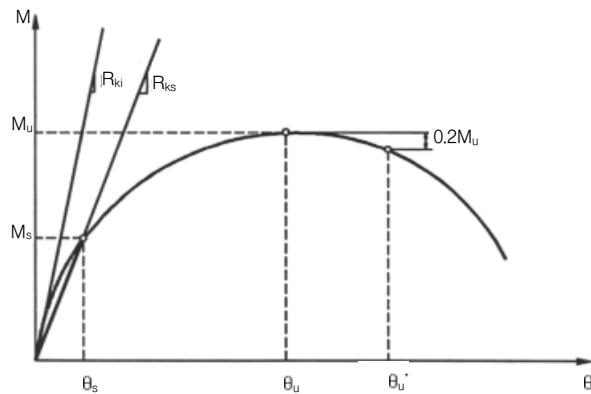


그림 2.4 LRFD(1997)에 의한 접합부의 분류

구조물의 변형이 접합부에 집중될 때 접합부의 연성은 중요한 요소이다. 그림 2.4에서 θ_u 를 최대 모멘트 작용시 접합부의 회전각으로 하고 θ_u^* 를 최대 모멘트의 80%가 되는 점에서의 회전각으로 하면 접합부의 연성은 아래와 같이 분류한다. 내진설계인 경우는 구조시스템에 따라 한계값이 달라진

다.

$$\theta_u^* \geq 0.03 \text{ rad} : \text{연성적}$$

$$\theta_u^* < 0.03 \text{ rad} : \text{취성적}$$

사용단계에서 접합부의 강성 R_{ki} 는 접합부의 응답을 대표하지는 않는다. 접합부의 강성이 거의 선형인 낮은 단계에서는 R_{ks} 가 좀더 접합부의 응답을 잘 나타낸다. $\alpha = K_s L / EI$ 를 접합부에 연결되는 보의 강성에 대한 접합부의 강성비로 놓으면 접합부의 강성도를 아래와 같이 분류할 수 있다.

$$\alpha > 20 : \text{완전구속(Fully Restrained)}$$

$$2 \leq \alpha \leq 20 : \text{부분구속(Partially Restrained)}$$

$$\alpha < 2 : \text{단순지지(Simply Support)}$$

반강접을 정의하는 한계값 $\alpha(2, 20)$ 는 명확한 값이 아닌 개략적인 값이며 비가새 골조로 제한된다.

(2) Eurocode 3(1992)에 의한 분류

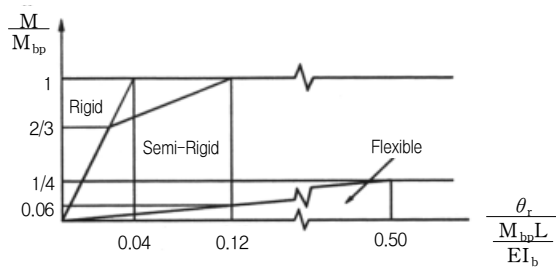
Eurocode 3는 접합부를 강접, 반강접, 회전단 3가지로 분류하고 있으며 접합부의 거동이 가새지지 된 구조인지 아닌지에 따라 구분하고 있다. 접합부 분류에 사용되는 매개변수는 식 2.1~2에 나타내었다.

$$\bar{m} = \frac{M}{M_p} \dots\dots\dots \text{(식 2.1)}$$

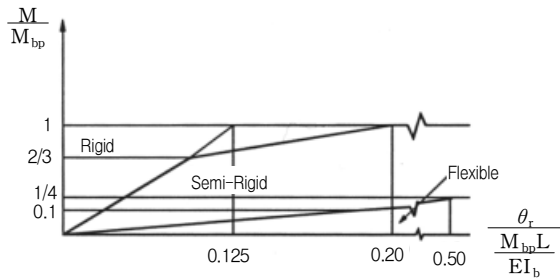
$$\bar{\theta} = \frac{\theta}{\theta_p} \dots\dots\dots \text{(식 2.2)}$$

여기서, $\theta_p = M_p / (E_b I_b / L_b)$ 이고, $E_b I_b$ 와 L_b 는 연결된 보의 휨 강성과 길이이며 M_p 는 보의 완전소성모멘트이다.

반강접과 강접의 경계는 세 개의 직선으로 이루어져있으며 반강접과 단순지지는 한 개의 직선으로 되어있다. 아래에 그림 2.5에서 정의하고 있는 접합부의 분류에 대해 나타내었다.



(a) 가새지지 안된 구조



(b) 가새지지 된 구조

그림 2.5 Eurocode 3(1992)에 의한 접합부의 분류

(a) 가새지지 안된 구조(수평이동이 생기는 경우)

$$\bar{m} \leq 2/3 \quad : \quad \bar{m} = 25\bar{\theta}$$

$$2/3 < \bar{m} \leq 1.0 \quad : \quad \bar{m} = (25\bar{\theta} + 4) / 7$$

(b) 가새지지 된 구조(수평이동이 구속된 경우)

$$\bar{m} \leq 2/3 \quad : \quad \bar{m} = 8\bar{\theta}$$

$$2/3 < \bar{m} \leq 1.0 \quad : \quad \bar{m} = (20\bar{\theta} + 3) / 7$$

강접과 반강접의 경계선의 값은 강성은 접합부의 하중전달의 하락이 오 일러 좌굴하중 5%를 넘지 않도록 하는 것이고, 강도는 보의 완전 소성 모멘트가 경계이다. 단 접합부의 모멘트 지지력이 $1.2M_p$ 이상인 경우는 회전 성능을 검토할 필요가 없다. 이는 접합부의 극한모멘트가 연결부재의 극한 모멘트보다 클 때 소성힌지가 부재 내에서 생성되기 때문이다.

2.4 반강접 접합부의 모멘트-회전각 해석 모델

유한요소법을 이용하여 접합부의 해석적인 연구가 많이 시도되어 왔으나 접합부의 재료 및 기하학적 비선형 관계 때문에 실무에서 직접 사용하기는 어려움이 있다. 가장 많이 사용되는 접합부 해석 모델링 방법은 접합부의 모멘트-회전각 관계의 실험결과를 곡선으로 분석한 해석 모델을 이용하는 것이다.

반강접 접합부의 초기강성 예측식은 초기강성을 매개변수로 하는 선형모델에서 시작하여 Bilinear나 Piecewise Linear 모델로 발전되었다. 이 모델들은 초기강성은 구할 수 있으나 나중에 강성이 변하는 부분을 정확하게 예측할 수 없다는 단점을 가지고 있다. Frye-Morris가 표준상수 K 와 곡선추적상수 C 를 이용한 Poly-nominal Model을 제안하였고 Jones-Kirby-Nethercot¹⁷⁾는 실험데이터를 근거로 곡선추적방법으로 B-Spine Model을 제안하였다.

Power Model은 두 가지 변수로 이루어진 가장 간단한 형태에서 발전하였다. Ang-Morris¹⁸⁾의 Power Model은 Ramsberg-Osgood¹⁹⁾ 함수를 기본으로 하여 제시한 것으로 모멘트-회전각 관계를 비교적 잘 예측하고 있다. Richard는 힘과 변위의 관계를 이용하여 멱급수 형태의 모멘트-회전각 관계의 예측식을 제안하였다. Lui-Chen²⁰⁾의 Exponential Model은 곡선의 기울기가 급하게 변하면 정확하게 예측하기 어려운 단점이 있으며 Kishi-Chen은 세 가지 변수를 사용한 Three-Parameter Power Model을 제안하였다.

이중 가장 많이 사용되고 있는 Kishi-Chen의 Three-Parameter Power Model을 웨브에 더블 앵글을 가진 상하 앵글 접합부에, Richard²¹⁾ Power Model을 확장 엔드 플레이트 접합부에 적용하였고 각형강관 외다이아프램 접합부는 Kishi-Chen의 Three-Parameter Power Model을 이용한 제안식²¹⁾을 적용하였다. 그 특징을 살펴보면 다음과 같다.

(1) Three-Parameter Power Model(웨브에 더블 앵글을 가진 상하 앵글 접합부)

본 예측식은 초기접합부 강성, 접합부 모멘트 극한강도, 형상계수의 세 가지 변수를 포함하고 있으며 식 2.3과 그림 2.6에 나타내었다.

$$M = \frac{\theta}{(1 + \theta^n)^{1/n}} M_u \dots\dots\dots (식 2.3)$$

여기서 $\theta = \theta_r / \theta_0$, $\theta_0 =$ 기준소성회전각 ($= M_u / R_{ki}$), $M_u =$ 접합부의 모멘트 극한강도, $R_{ki} =$ 초기 접합부의 강성, $n =$ 형상계수이다.

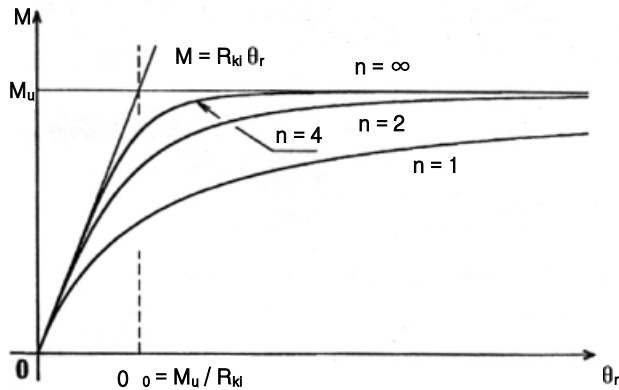


그림 2.6 Three-Parameter Power Model

형상계수 n 이 작을 경우 초기 강성에 최대 모멘트에 이르기까지 완만한 곡선을 나타내며 초기 강성이 큰 경우에는 기울기가 큰 곡선을 나타낸다.

(2) Richard Power Model(확장 엔드 플레이트 접합부)

이 예측식은 초기 탄성강성, 소성강성, 기준하중, 곡선추정 매개변수 등의 네 가지 변수로 이루어져있다. 이 중 곡선 추정 매개변수는 주어진 하중에서 곡선기울기의 감쇠를 결정하므로 정확한 거동 예측을 위해 가장 중요한 역할을 한다. 여기서 이 네 가지의 변수들을 이용하면 접합부의 힘-변위관계와 모멘트-회전각 관계를 예측할 수 있다. 식 2.4~2.5와 그림 2.7에

나타내었다.

$$R(\Delta) = \frac{(K - K_p)}{\left(1 + \left| \frac{(K - K_p)\Delta}{R_0} \right|^n\right)^{1/n}} + K_p \Delta \quad \dots\dots\dots (\text{식 2.4})$$

$$M(\theta) = \frac{(K - K_p)}{\left(1 + \left| \frac{(K - K_p)\theta}{M_0} \right|^n\right)^{1/n}} + K_p \theta \quad \dots\dots\dots (\text{식 2.5})$$

여기서, K = 초기 탄성강성, K_p = 소성강성, M₀ = 기준모멘트, R₀ = 기준하중, n = 곡선추정 매개변수이다.

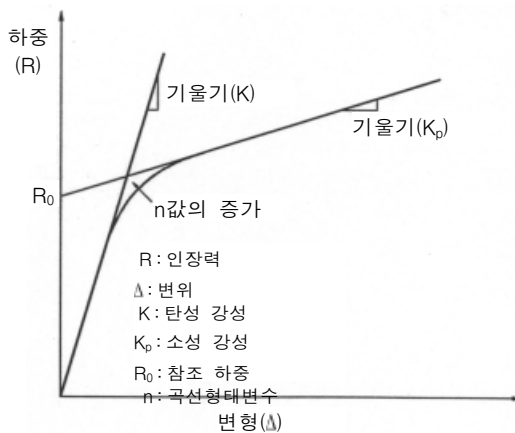


그림 2.7 Richard Power Model

(3) Three-Parameter Power Model(각형강관 외다이아프램 접합부)

본 모델은 Three-Parameter Power Model의 기본으로 해석결과를 바탕으로 소성강성을 초기강성의 1/50으로 처리하여 접합부의 변형을 표현한 식²²⁾이다. 이와 같은 곡선함수는 보의 접합위치나 콘크리트의 충전 유무에 따라 달라진다. 중앙접합 타입의 비충전형강관에 대한 것은 아래의 식에 나타내었다.

$$M(\theta) = \frac{R_{ki} \cdot \theta}{\left(1 + \left|\frac{\theta}{\theta_0}\right|^n\right)^{1/n}} + R_p \cdot \theta \quad \dots\dots\dots (\text{식 2.6})$$

$$= \frac{M_0 \cdot \left|\frac{\theta}{\theta_0}\right|}{\left(1 + \left|\frac{\theta}{\theta_0}\right|^n\right)^{1/n}} + \frac{R_{ki}}{50} \cdot \theta$$

제안된 모멘트-회전각 곡선식에서 기준모멘트(M_0)는 단순인장실험에서 항복선 이론을 이용하여 예측 가능한 값인 종국인장내력(P_{cal})을 이용하여 기준모멘트(M_0)를 다음과 같이 정하였다.

$$M_0 = \text{MIN}[1.1 \times M_p, M_{cal} \times H_b] \quad \dots\dots\dots (\text{식 2.7})$$

접합부의 초기강성(R_{ki})은 플랜지 폭과 다이아프램 폭의 영향을 가장 크게 받는다. 아래의 식은 초기강성에 미치는 주요인자의 영향을 나타낸 것으로 해석값을 오차 10% 이내에서 예측하고 있다.

$$R_{ki} = 0.41 \times B_c^{1.08} \times t_c^{0.12} \times B_f^{1.36} \times B_s^{0.62} \times t_s^{0.36} \quad \dots\dots (\text{식 2.8})$$

$$n = 1.865 \times B_c^{-0.624} \times t_c^{-0.370} \times B_f^{0.037} \times B_s^{0.622} \times t_s^{0.876} \quad \dots (\text{식 2.9})$$

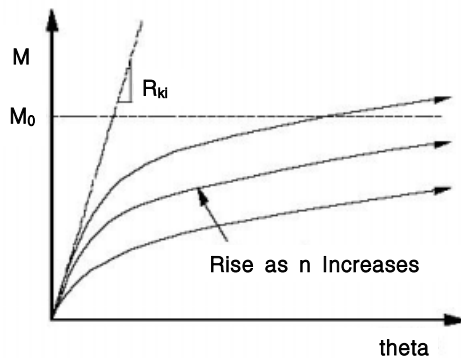


그림 2.8 Three-Parameter Power Model(각형강관)

3. 초대형 부유식 구조물(VLFS) 상부시설의 구조해석

3.1 상부시설의 계획 및 해석

초대형 부유식 구조물은 그림 3.1과 같이 하부구조물, 상부구조물, 계류 시스템으로 구성되며 본 논문에서는 부체구조물과 상부구조물을 분리하여 해석하는 경우를 전제로 하였다.

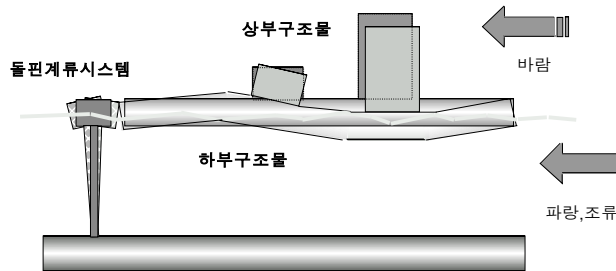


그림 3.1. 하부구조물의 변형과 상부구조물의 거동²³⁾

하중조건 설정시에는 고정하중, 적재하중, 자연환경하중(파랑하중, 풍하중) 등이 설정되며 하중조합과 하중계수를 선정하여야 하며, 건물의 용도, 규모, 구조종별, 형상, 배치·평면계획 등과 내구연수 등을 설정한다.

구조계획시에는 구조배치계획, 구조형식 및 치수, 사용재료, 건설방법, 주요부재의 단면 등이 설정되어야 한다. 그리고 단면기본설계시에는 극한상태에서의 전소성, 항복한계, 휨모멘트, 좌굴, 주각의 소성한계 등을 검토하고, 사용한계상태에서의 슬래브변형, 진동, 동요 등을 검토하며 피로한계상태에 대한 검토도 수행한다.

상세설계시에는 동적해석 및 상세해석을 수행하고 전체 각 부재의 상세설계를 한 후 강도안전성 및 거주성·사용성을 확인하여 설계도서를 작성한다.

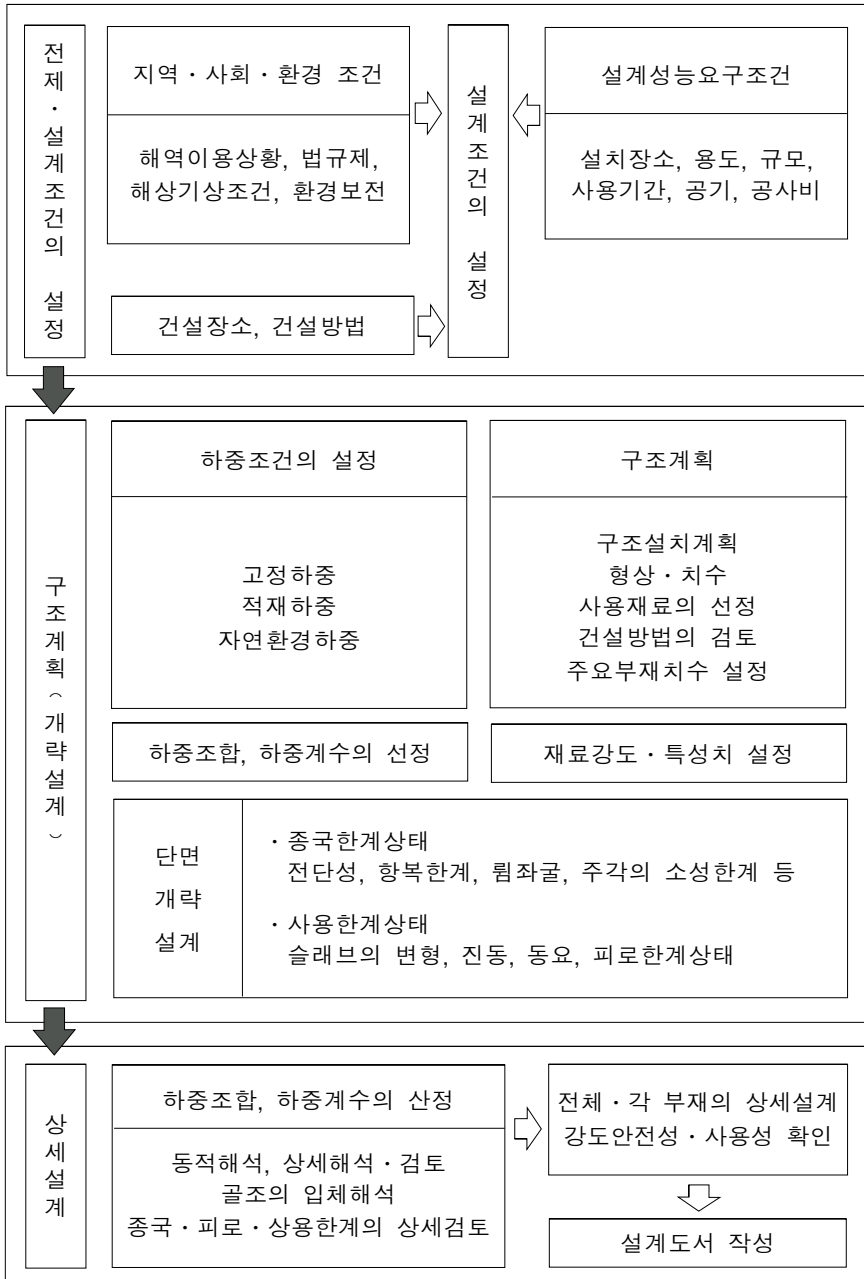


그림 3.2 상부시설물의 구조설계방법²⁴⁾

3.2 상부시설의 파랑하중 산정

정적해석법은 부체의 탄성응답해석의 결과인 변형모드를 이용하여 상부 구조물의 주각부에 강제수직변위를 입력하여 파랑하중을 고려하는 방법이다.

부체의 탄성응답은 파랑에 의한 진동이며 부체의 변형모드는 부체의 휨 강성과 파의 주기에 의해서 결정된다. 그림 3.3과 같은 부체변형의 반파장 ($\lambda/2$)에 대한 파향 및 파주기에 의한 변화를 메가플로트 시설계에서 나타내었다.

파향이 0° 의 경우는 파도가 횡방향으로 치는 경우이고 90° 의 경우에는 종방향으로 치는 경우를 의미한다. 파주기가 10초일 경우 75° 의 경우를 제외하고 대부분의 반파장은 150m이다. 또한 파주기가 6초의 경우에는 10초의 경우에 비하여 조금 짧은 130m이다. 따라서 주기가 작아지면 파장이 작아짐을 알 수 있다.

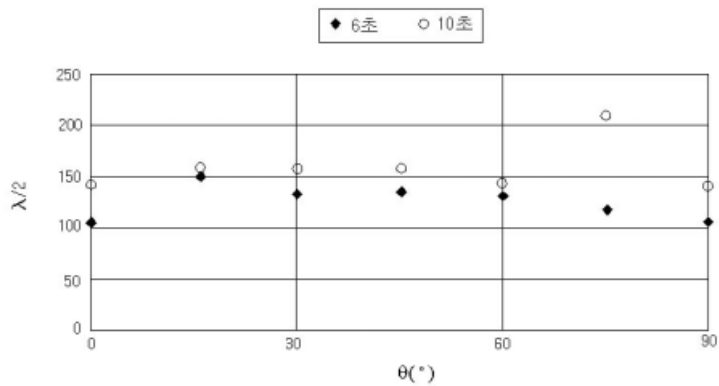


그림 3.3 부체변형의 파장(메가플로트 설계용)

부체상하변위의 진폭을 그림 3.4에 나타내었다. 진폭치는 파향 0° 와 75° 일 경우 크고 $15^\circ \sim 60^\circ$ 의 범위에서는 작았다. 파향이 90° 인 경우는 종방향으로 파도가 치는 경우로 75° 의 경우보다 진폭이 컸다.

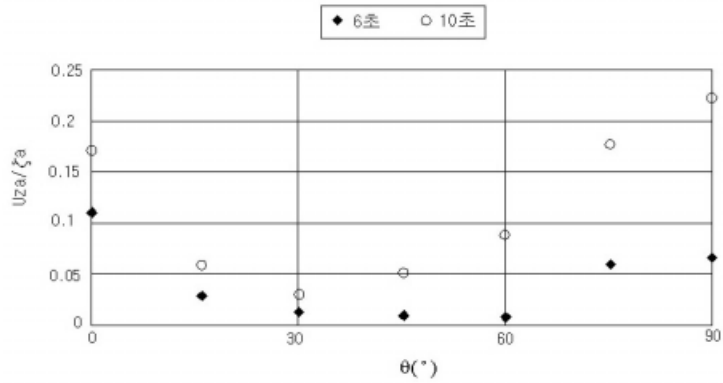


그림 3.4 수직변위의 진폭(메가플로트 설계용)

일반적으로 초기설계에서 탄성응답해석에 의한 부체의 변형모드를 구하기 전이나 입지장소가 정해지기 전에는 가상 파랑하중을 산정하여야 한다. 본 논문에서는 주기와 진폭을 가정한 가상파랑하중(사인함수)으로서 파랑하중을 적용하였다.²⁴⁾

그림 3.5는 일본 메가플로트 시설계에 적용한 재현주기 200년의 주기 10초, 파향 0°에 대한 변형모드를 진폭 25cm, 반과장 140m 및 150m에 대한 변형모드와 비교한 것이다. 이 경우 반과장 140m일때 탄성응답해석의 결과 값과 거의 일치하고 있다.

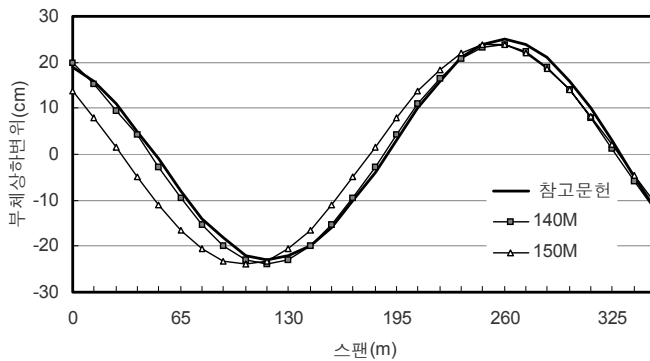


그림 3.5 변형모드(파향 0°)

그림 3.6은 파향 90°에 대한 변형모드를 진폭 30cm, 반과장 130m 및 150m에 대한 변형모드와 비교한 것이다. 이 경우 반과장 130m일 때 탄성 응답해석의 결과 값과 거의 일치하고 있다. 따라서 파장과 진폭을 가정한 가상변형모드를 이용하여 파랑하중의 산정이 가능함을 알 수 있다.

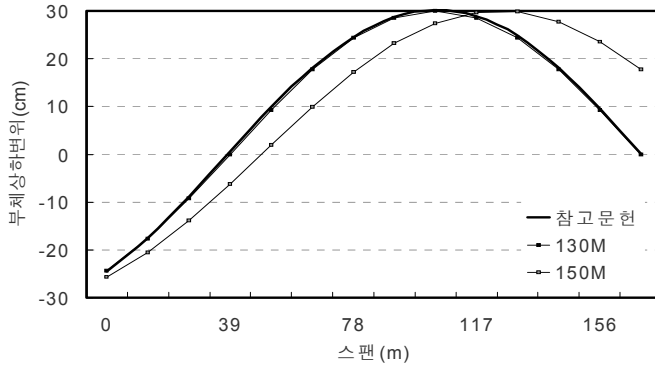


그림 3.6 변형모드(파향 90°)

변형모드의 상하최대진폭이 클 경우 강제상하변위에 의한 상부구조물의 응력증가가 크며, 특히 변형모드 곡선의 구배가 클 경우 상부구조물에 미치는 영향이 크다. 이것은 구배가 큰 경우 상대처짐이 크며 이로 인한 상부구조물의 모멘트 증가가 크게 나타나기 때문이다. 하부부체의 초기 탄성 응답해석 결과값이 상부구조물 배치 및 구조시스템에 영향을 주게 되므로 하부부체의 변형모드를 고려하여 상부구조 설계에 반영하여야 한다.

3.3 상부시설의 단부 구속조건에 따른 응력변화

수평하중에 대한 강성을 충분히 확보하기 위해서는 보와 기둥의 접합부를 강접합으로 하는 것이 일반적이지만 VLFS의 상부시설의 경우에는 수평하중보다는 파랑하중에 의해 발생하는 부체의 상하변위에 의한 영향이 크기 때문에 보-기둥의 접합부를 강접합부로 할 경우에는 이에 대한 부가 모멘트가 크게 증가하게 된다. 이와 같은 부가모멘트를 저감시키기 위해서는 접합부를 반강접이나 핀 접합으로 하는 방법을 고려할 수 있다.

「초대형부유식 해상구조물 기술개발 연구보고서(2차년도), 2000년」에서 3층-4경간 구조물에 단부구속조건을 고정, 50%고정, 힌지로 하여 해석하였다. 해석시 사용한 Staad Pro 2.5는 접합부의 고정계수를 0.1~1.0까지 조절하여 입력할 수 있으나 강성을 선형으로만 입력할 수 있어 반강접의 거동을 정확하게 파악하기는 힘든 단점이 있다.

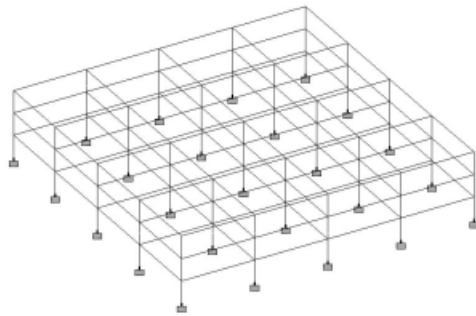


그림 3.7 3층-4경간 구조물

해석결과 접합부가 반강접인 경우 모멘트 저감의 효과가 큰 것으로 나타났다.(표 3.1) 반강접(50%구속)의 경우 파랑하중에 의한 영향이 작으며 힌지의 경우 파랑하중에 의한 영향이 없음을 알 수 있다. 스펠 13m의 경우 반강접 및 힌지 조건에서는 모멘트가 16%, 23% 감소하며, 15m의 경우는 18%감소, 3% 증가한다. 반강접의 경우 스펠에 관계없이 최대모멘트가 감소하므로 부재 사이즈를 줄일 수 있어 경제성을 도모할 수 있다.

표 3.1 부재구속 조건에 의한 최대모멘트 비교

스팬	보단부 구속조건	최대모멘트(t · m)		
		정적하중	파랑하중	조합하중
13m	고정	87.0	74.8	161.8 (100%)
	반강접(50%고정)	85.2	40.4	125.6 (77%)
	힌지	136.0	0.0	136.0 (84%)
15m	고정	115.9	59.8	175.7 (100%)
	반강접(50%고정)	113.5	31.9	145.4 (82%)
	힌지	181.1	0.0	181.1 (103%)

4. 적용예제 구조물 및 반강접 접합부

4.1 적용 예제 구조물

모델은 Kishi와 Chen의 연구에서 적용된 예제를 모델로 사용하였다. 기본 강접합 모델은 4경간 8층 구조물로 각 기둥 중심 간격은 300in이고 1개 층의 높이는 144in이다. 모델의 형태를 그림 4.1에 나타내었고 해석모델의 보와 기둥의 부재 사이즈를 표 4.1에 나타내었다.

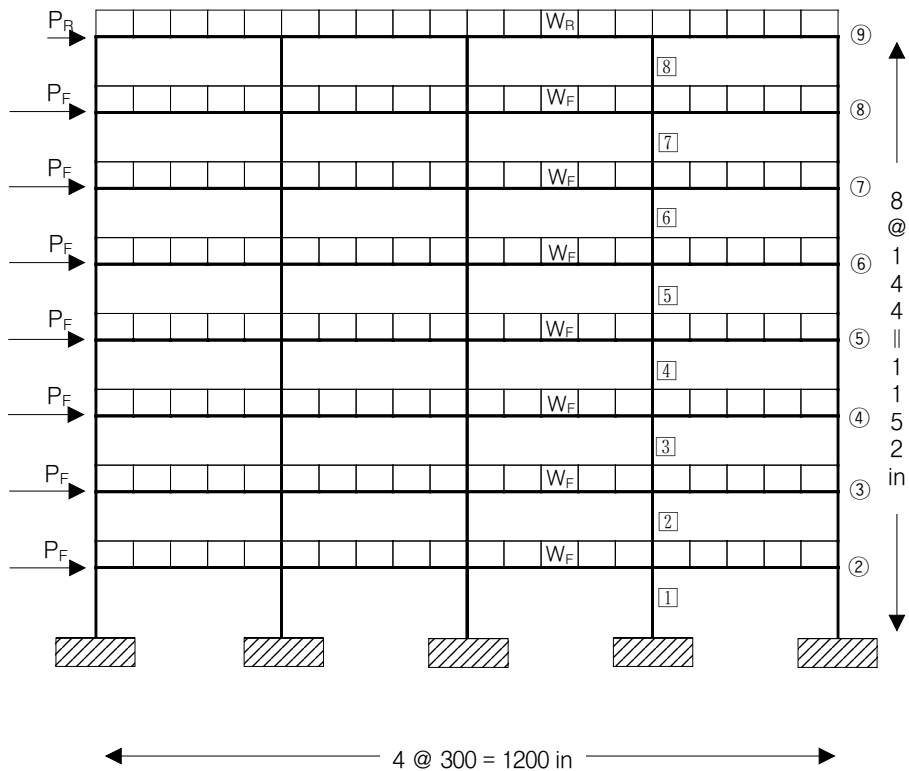


그림 4.1 예제구조물

표 4.1 적용부재

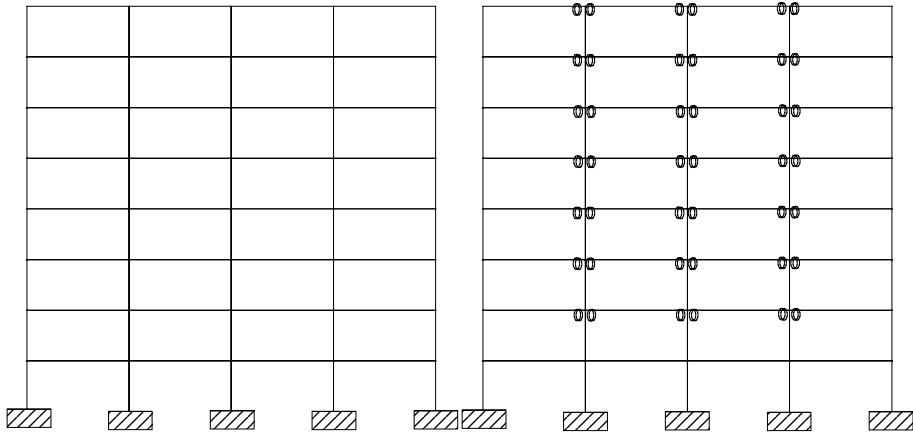
(단위:in)

	보	기둥	재질
웨브에 더블 앵글을 가진 상하 앵글 (TSD) 접합부	Floor Girder : W21×57 Roof Girder : W14×30	1~3층 : W14×90 4~6층 : W12×65 7~8층 : W10×33	A36
확장 엔드 플레이트 접합부		1~3층 : Box 14×14×0.625 4~6층 : Box 12×12×0.625 7~8층 : Box 10×10×0.3125	
각형강관 외다이아프램 접합부			

고층구조물에서는 반강접 접합부를 적용할 경우 수평변위가 증가하게 된다. 반강접 접합부의 배치에 따라 골조의 거동을 파악하고 효율적인 반강접 접합부의 위치를 찾기 위해 예제구조물을 반강접 접합부의 위치가 다른 네 가지로 해석하였다. Case1~3은 강접 접합부와 반강접 접합부를 섞어서 사용하였다.

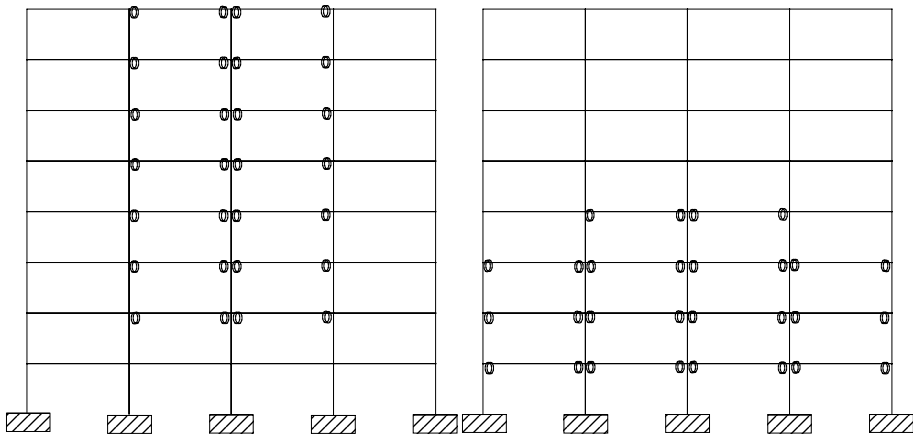
- ① Case1은 2층을 제외한 전층의 안쪽 3개의 기둥의 양쪽 단부를 반강접 접합부로 하였고 반강접 접합부의 수는 42개이다.
- ② Case2는 2층을 제외한 전층의 2번째와 3번째 바닥 보의 단부를 반강접 접합부로 하였고 반강접 접합부의 수는 28개이다.
- ③ Case3은 Case2와 반강접 접합부의 수(28개)를 같게 하면서 외부기둥도 포함하여 골조하부에 좌우대칭이 되도록 배치한 것이다.

반강접 접합부의 수는 Case1(42개) > Case2(28개) = Case3(28개) > 강접 골조의 순서이며 그림 4.2에 적용모형을 나타내었다.



강접 골조

Case1



Case 2

Case 3

그림 4.2 반강접 접합부를 적용한 해석 모델

앞에서 설계한 예제 구조물의 극한상태의 거동을 파악하기 위하여 ABAQUS/Standard Version 6.2를 이용하여 접합부 강성을 비선형의 형태로 입력하여 실제거동과 가장 유사한 2차 탄성 및 소성해석을 하였다.

프레임 모델은 스프링 요소와 보 요소로 구성되어 있으며 모델링을 위해 SPRING2 요소와 B23 요소가 사용되었다. SPRING2는 두 절점 사이를 spring으로 연결하여 고정축 방향으로 이동하도록 고정하는 것으로 반강접 접합부의 강성을 입력하기 위해 적용하였다. B23는 평면상의 두 절점을 연결하는 입방요소로 보 요소를 해석하기 위해 적용하였다.

4.2 반강접 접합부 특성

4.2.1 웨브에 더블 앵글을 가진 상하 앵글(TSD) 접합부

TSD 접합부에 적용한 부재 치수를 표 4.2에 나타내었다. 모멘트-회전각 거동에 관한 예측 모형식을 구하기 위해 2.4절에서 소개한 Three-Parameter Power Model을 이용하였다.

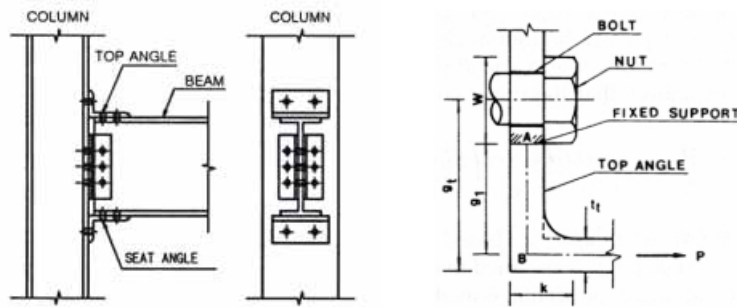


그림 4.3 TSD 접합부²⁵⁾

표 4.2 TSD 접합부 부재 치수

부재	치수 (in)
Top angles Seat angles	$L4 \times 4 \times 1/2$, $l_t = 6$ ", $g_t = 2.5$ "
Web angles	$L3 \times 3 \times 1/2$, $l_w = 7.5$ ", $g_w = 1.75$ "

본 접합부에 적용된 변수는 표 4.3과 같으며 각 층의 기둥과 보에 대한 모멘트-회전각 곡선을 그림 4.4에 나타내었다.

표 4.3 TSD 접합부 적용 변수 값

	2~8층	9층
M_u	1773.2 kip-in	1196.9 kip-in
R_{ki}	2414409.5 ksi	1098171 ksi
n	0.8	

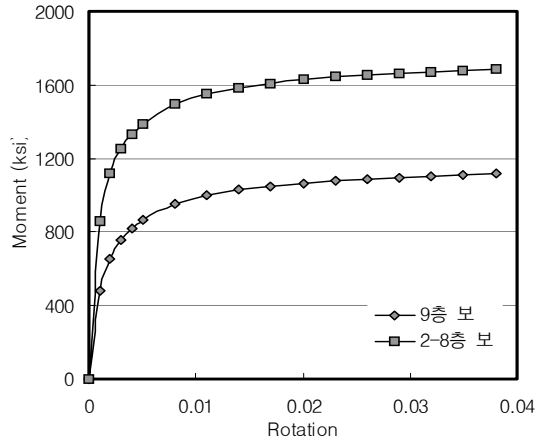


그림 4.4 TSD 접합부 모멘트-회전각 곡선

4.2.2 확장 엔드 플레이트 접합부

확장 엔드 플레이트 접합부(그림 4.5)에 적용한 부재 치수를 표 4.4에 나타내었다. 모멘트-회전각 거동에 관한 예측 모형식을 구하기 위해 2.4절에서 소개한 Richard Power Model을 이용하였다.

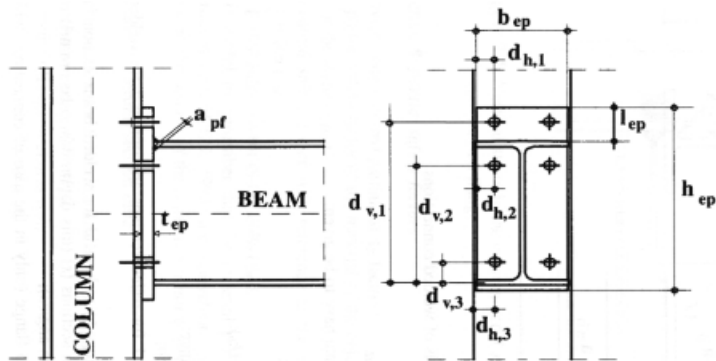


그림 4.5 확장 엔드 플레이트 접합부²⁶⁾

표 4.4 확장 엔드 플레이트 접합부 부재 치수

부재 (in)	2~8층	9층
d_h	1.5	
b_{ef}	7.5	6
d_{v1}	23.185	15.965
d_{v2}	11.215	19.534
d_{v3}	2.625	
a_{pf}	0.625	
t_{ef}	1	
Bolt diameter	1	

확장 엔드 플레이트 접합부에 적용된 변수는 표 4.5과 같으며 각 층의 기둥과 보에 대한 모멘트-회전각 곡선을 그림 4.6에 나타내었다.

표 4.5 확장 엔드 플레이트 접합부 적용 변수 값

	2~4층	5~7층	8층	9층
M_u	4104.08 kip-in	3380.37 kip-in	1697.26 kip-in	1178.92 kip-in
R_{ki}	6725408 ksi	5539451 ksi	2781322 ksi	1931918 ksi
n	3.5			

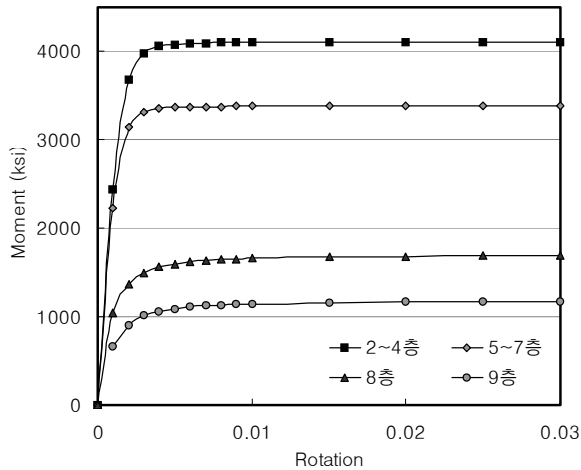


그림 4.6 확장 엔드 플레이트 접합부 모멘트-회전각 곡선

4.2.3 각형강관 외다이아프램 접합부

접합부는 각형강관 외다이아프램 접합부를 적용하였고(그림 4.7) 부재 치수를 표 4.6에 나타내었다. 모멘트-회전각 거동에 관한 예측식은 2.4절에서 언급한 제안식을 사용하였다.

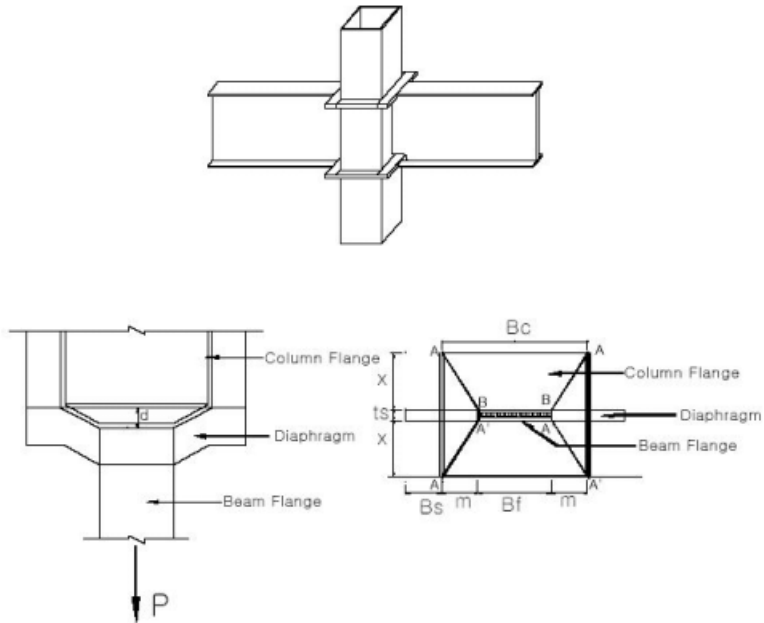


그림 4.7 각형강관 외다이아프램 접합부²⁷⁾

표 4.6 각형강관 외다이아프램 접합부 부재 치수

부재(in)	2~4층	5~7층	8~9층
B_c	14	12	10
t_c	0.625		0.3125
B_f	6.55		
B_s	1.75	1.5	
t_d	1		

각형강관 외다이아프램 접합부에 적용된 변수는 표 4.7과 같으며 각 층의 기둥과 보에 대한 모멘트-회전각 곡선을 그림 4.8에 나타내었다.

표 4.7 각형강관 외다이아프램 접합부 적용 변수 값

	2~4층	5~7층	8~9층
M_u	5796 kip-in	4176 kip-in	1540.8 kip-in
R_{ki}	4646183 ksi	3933632 ksi	2706346 ksi
n	1.07	1.18	1.56

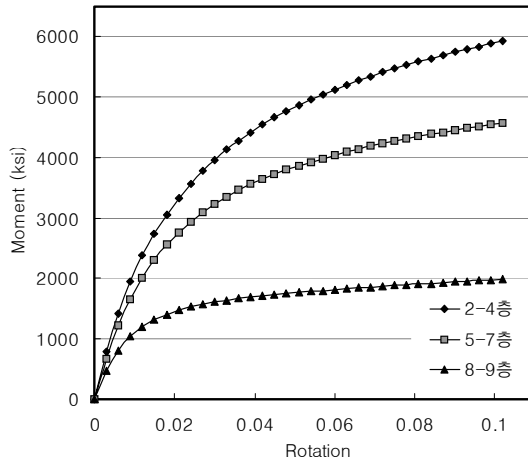


그림 4.8 각형강관 외다이아프램 접합부 모멘트-회전각 곡선

3가지 접합부의 2층 보-기둥 접합부의 강성을 비교하면 그림 4.9와 같다.

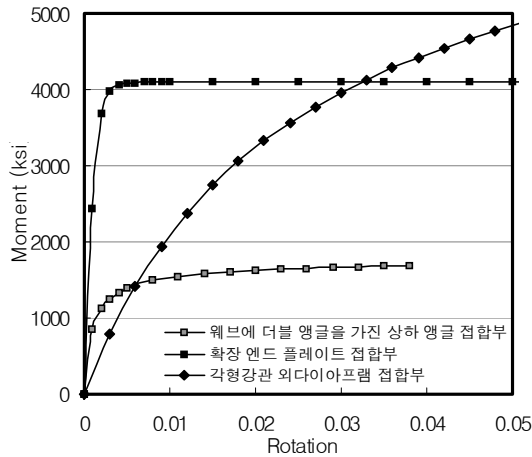


그림 4.9 세 가지 접합부 강성 비교

4.3 하중 산정법

4.3.1 정적하중

정적하중은 고정하중과 적재하중, 풍하중의 조합으로 나타내었다. 각각의 하중과 조합된 하중을 표 4.8~9에 나타내었다.

표 4.8 각 하중의 크기

위치	고정하중	적재하중	풍하중
Floor	68 psf	40 psf	20 psf
Roof	20 psf	20 psf	

표 4.9 조합한 정적하중의 크기

	위치	정적하중
고정+적재 하중	W_R	0.0833 kip/in
	W_F	0.2250 kip/in
풍하중	P_R	3.0 kip
	P_F	6.0 kip

4.3.2 파랑하중

본 논문에서는 주기와 진폭을 가정한 가상파랑하중(사인함수)으로서 파랑하중을 적용하였다.

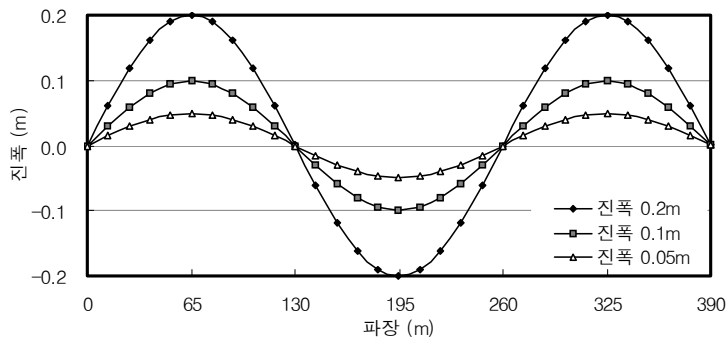


그림 4.10 진폭별 가상 파랑하중

과장은 260m로 가정하고 진폭은 5cm, 10cm, 20cm일 경우 가정하여 적용하였다. 위의 그림 4.7은 진폭별 과랑하중에 대한 가상변형모드를 나타내었다.

상하진폭이 클 경우 상하 강제변위에 의한 상부구조물의 응력 증가가 크며 가상변형모드의 기울기가 큰 부분의 값을 적용했을 경우 각 기둥에 작용하는 상하변위값 차이가 커서 부가모멘트가 크게 작용한다. 표 4.10은 그림 4.10에서 변형모드의 기울기가 큰 부분의 값을 적용하기 위해 나타낸 것이다.

표 4.10 진폭에 따른 상하변위량

	진폭 5cm		진폭 10cm		진폭 20cm	
	cm	in	cm	in	cm	in
①	0.000	0.000	0.00	0.000	0.00	0.000
②	-0.916	-0.360	-1.83	-0.721	-3.66	-1.442
③	-1.800	-0.709	-3.60	-1.417	-7.20	-2.835
④	-2.624	-1.033	-5.25	-2.066	-10.50	-4.132
⑤	-3.359	-1.322	-6.72	-2.645	-13.44	-5.289

본 모델은 왼쪽에서 오른쪽으로 풍하중이 작용하기 때문에 해석시 불리한 쪽으로 지점 강제변위 입력을 달리 하였다. 그림 4.11에 강제변위 입력 방법을 나타내었다.

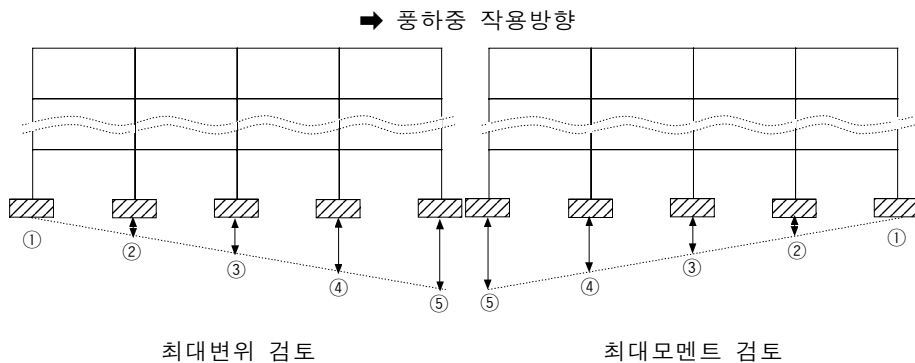


그림 4.11 강제변위 입력방법

5. 반강접 접합부를 적용한 구조시스템별 탄성응답분석

5.1 최대변위 비교

일반적으로 건물의 수평변위는 건물의 용도에 따라 건물높이의 H/750 ~ H/250까지 허용된다. 그러나 초대형 부유식 구조물의 상부구조물에 대해서는 아직 정확한 기준이 없으므로 간사히 공항 시설계에서 적용된 예를 기준으로 비교하였다. 표 5.1에 항공관련건물의 허용치를 나타내었다. 건물별로 변형 허용치는 최소 H/400에서 최대 H/667이며 용도에 따라 기준치를 다르게 하였다.

표 5.1 건물의 변형 제한치(간사이공항 시설계 예)²⁸⁾

건물별	변형허용치
관제탑	H/667
여객화물센터	H/600
격납고	H/600
에너지센터	H/500
철도역	H/400
항공보안시설청사	H/400
청사	H/400
여객터미널	H/400~H/600

본 예제의 변위 제안치는 건물의 용도를 청사로 가정하여 비교하였다.

5.1.1 파랑하중(진폭 5cm)이 작용할 경우

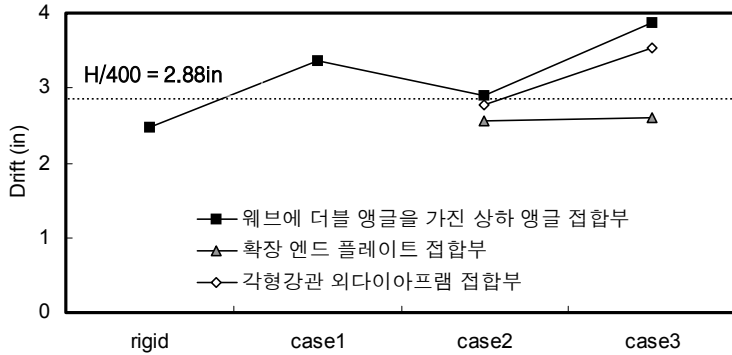


그림 5.1 조합하중(진폭 5cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대변위

표 5.2 파랑하중(진폭 5cm)이 작용했을 경우 변위 비교 (단위: in)

접합부종류	해석 모델	파랑하중 (진폭 5cm)	정적하중	조합하중 (진폭 5cm)
강접 접합	강접골조	1.163 (H/991)	1.327 (H/868)	2.485 (H/464)
TSD 접합	case1	1.161 (H/992)	2.238 (H/515)	3.367 (H/342)
	case2	1.160 (H/993)	1.759 (H/655)	2.903 (H/397)
	case3	1.151 (H/1001)	2.781 (H/414)	3.864 (H/298)
확장 엔드 플레이트 접합	case2	1.161 (H/991)	1.406 (H/819)	2.561 (H/450)
	case3	1.157 (H/996)	1.454 (H/792)	2.605 (H/442)
각형강관 외다이아프램 접합	case2	1.152 (H/1000)	1.637 (H/704)	2.781 (H/414)
	case3	1.116 (H/1032)	2.433 (H/473)	3.524 (H/327)

정적하중이 작용하는 경우 최대 변위가 구조시스템에 따라 큰 차이가 있었다. 파랑하중(진폭 5cm)이 작용하는 경우는 변위가 비슷한 분포를 보이고 있어 구조시스템과는 상관없다는 것을 알 수 있었다. 조합하중(진폭 5cm)이 작용했을 경우 강접 골조가 가장 변위가 적었다. Case3에서 접합부의 종류에 따라 변위가 최고 48% 까지 차이가 났다. 일반적으로 반강접 접합부의 수가 많을수록 변위가 커지지만 Case3은 Case1에 비해 반강접 접합부의 수는 적지만 하부층과 외부기둥에 반강접 접합부를 배치하여 변위가 크게 나타난 것으로 사료된다. 확장 엔드 플레이트 접합은 반강접 접

합부의 위치에 따른 변화가 거의 없었으며 변위도 강접 골조와 비슷하였다. 각형강관 외다이아프램 접합은 TSD 접합과 비슷한 양상을 보이며 변위는 10% 정도 적게 나타났다. 정적하중에 의한 변위는 $H/400 (= 2.88 \text{ in})$ 를 충분히 만족하지만 조합하중(진폭 5cm)에서 TSD 접합부의 Case1과 Case3, 각형강관 외다이아프램 접합의 Case3은 $H/400$ 를 만족하지 못하였다.(표 5.2)

5.1.2 파랑하중(진폭 10cm)이 작용할 경우

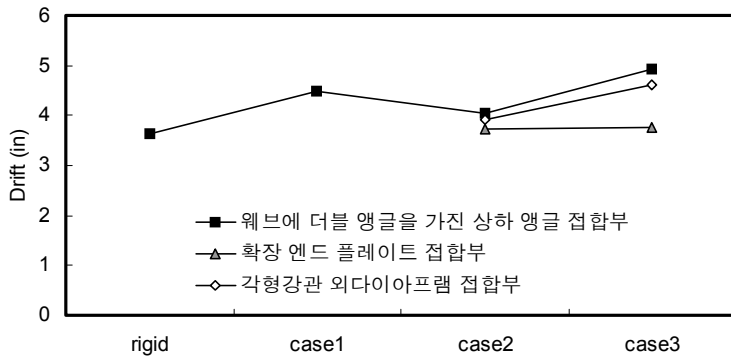


그림 5.2 조합하중(진폭 10cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대변위

표 5.3 파랑하중(진폭 10cm)이 작용했을 경우 변위 비교 (단위: in)

접합부종류	해석 모델	파랑하중 (진폭 10cm)	정적하중	조합하중 (진폭 10cm)
강접 접합	강접골조	2.329 (H/495)	1.327 (H/868)	3.645 (H/316)
TSD 접합	case1	2.324 (H/496)	2.238 (H/515)	4.498 (H/256)
	case2	2.322 (H/496)	1.759 (H/655)	4.050 (H/284)
	case3	2.304 (H/500)	2.781 (H/414)	4.942 (H/233)
확장 엔드 플레이트 접합	case2	2.325 (H/495)	1.406 (H/819)	3.718 (H/310)
	case3	2.317 (H/497)	1.454 (H/792)	3.757 (H/307)
각형강관 외다이아프램 접합	case2	2.307 (H/499)	1.637 (H/704)	3.929 (H/293)
	case3	2.233 (H/516)	2.433 (H/473)	4.617 (H/250)

파랑하중(진폭 10cm)도 파랑하중(진폭 5cm)과 마찬가지로 최대변위가

거의 같아 구조시스템과 접합부의 종류에 상관없이 알 수 있다. 조합하중(진폭 10cm)이 작용할 경우 강접 골조가 가장 변위가 적었으며 변위가 가장 큰 TSD 접합의 Case3은 강접 골조에 비해 변위가 35.5% 증가하였다. 파랑하중(진폭 5cm)일 경우와 마찬가지로 확장 엔드 플레이트 접합은 구조시스템별 차이가 없었으며 변위도 강접 골조와 비슷하였다. 각형강관 외다이아프램 접합은 TSD 접합과 비슷한 양상을 보이며 변위는 8%정도 적게 나타났다. 파랑하중(진폭 10cm)에 의해 변위가 많이 증가하여 조합하중(진폭 10cm)에서는 전부 $H/400 (= 2.88 \text{ in})$ 를 만족하지 못하였다.(표 5.3)

5.1.3 진폭이 20cm인 파랑하중이 작용할 경우

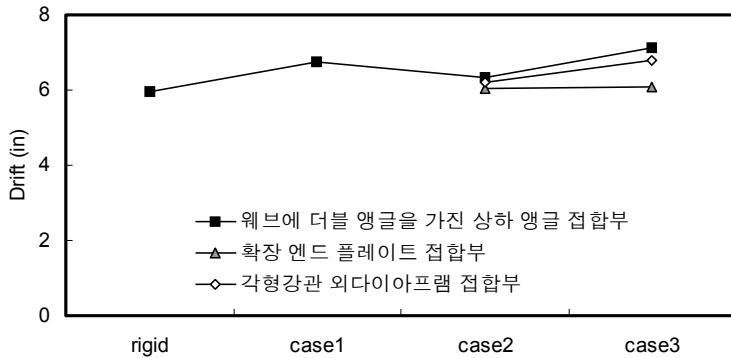


그림 5.3 조합하중(진폭 20cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대변위

파랑하중(진폭 20cm)도 파랑하중(진폭 5cm, 10cm)와 마찬가지로 구조시스템과 접합부와는 상관없이 변위가 비슷한 분포를 보이고 있다. 조합하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 강접 골조가 가장 변위가 적었으며 변위가 가장 큰 TSD 접합의 Case3은 강접 골조에 비해 19.4% 증가하였다. 파랑하중에 의한 영향이 커지면서 상대적으로 구조시스템별 변위차이가 줄어들었다.

표 5.4 파랑하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 변위 비교 (단위: in)

접합부종류	해석 모델	파랑하중 (진폭 20cm)	정적하중	조합하중 (진폭 20cm)
강접 접합	강접골조	4.659 (H/247)	1.327 (H/868)	5.965 (H/193)
TSD 접합	case1	4.650 (H/248)	2.238 (H/515)	6.760 (H/170)
	case2	4.646 (H/248)	1.759 (H/655)	6.340 (H/182)
	case3	4.610 (H/250)	2.781 (H/414)	7.121 (H/162)
확장 엔드 플레이트 접합	case2	4.651 (H/248)	1.406 (H/819)	6.033 (H/191)
	case3	4.636 (H/248)	1.454 (H/792)	6.063 (H/190)
각형강관 외다이아프램 접합	case2	4.615 (H/250)	1.637 (H/704)	6.222 (H/185)
	case3	4.468 (H/258)	2.433 (H/473)	6.806 (H/169)

확장 엔드 플레이트 접합은 반강접 접합부의 위치에 따른 변화가 거의 없었으며 변위도 강접 골조와 비슷하였다. 각형강관 외다이아프램 접합은 TSD 접합과 비슷한 양상을 보이며 변위는 5%정도 적게 나타났다.(표 5.4)

파랑하중에 의한 접합부별 구조시스템에 의한 변위 차이는 거의 없고 정적하중에 의한 차이가 커 파랑하중의 진폭이 증가할수록 접합부 종류별 격차가 줄어들었다.

5.2 파랑하중별 모멘트 비교

5.2.1 파랑하중(진폭 5cm)이 작용할 경우

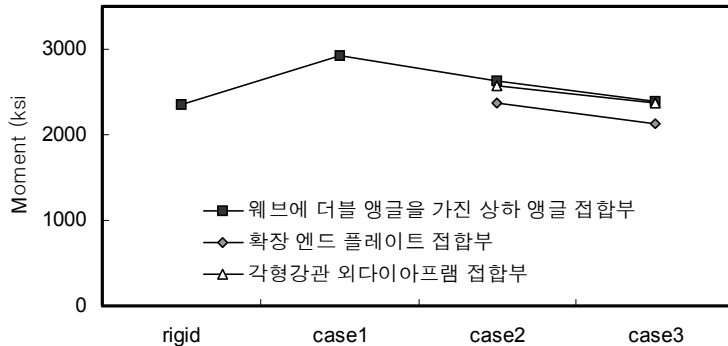


그림 5.4 조합하중(진폭 5cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대모멘트

조합하중(진폭 5cm)에 의한 모멘트가 가장 큰 부분과 정적하중에 의해 모멘트가 가장 큰 부분을 비교하여 표 5.5에 나타내었다. 파랑하중(진폭 5cm)에 의한 영향이 적어 정적하중에 의한 횡변위가 지배적임을 알 수 있었다.

파랑하중(진폭 5cm)에 의해서 2층바닥-4번째보-오른쪽(2-4-R)에 최대모멘트가 발생하였다. 조합하중(진폭 5cm)에 의해 모멘트가 강접 골조에 비해 증가율이 가장 큰 것은 TSD 접합의 Case1으로 24% 증가하였고 확장 엔드 플레이트 접합의 Case3은 36% 감소하였다. 확장 엔드 플레이트 접합을 적용한 Case2, Case3은 강접 골조와 비슷하게 값이 나왔다.

전체적으로 Case3은 강접 골조에 비해서 모멘트를 줄일 수 있는 성과를 거둘 수 있었다. 외곽보를 강접 접합한 Case1과 Case2는 강접 골조일 때 보다 큰 모멘트가 크게 작용하였다.

표 5.5 파랑하중(진폭 5cm)이 작용하였을 경우 모멘트와 증가율 비교 (단위:ksi)

접합부종류	해석모델	위치	파랑하중 (진폭 5cm)	정적하중	조합하중 (진폭 5cm)
강접 접합	강접골조	2-4-R	156.3	2097	2263
		2-1-R	34.3	2316	2359
TSD 접합	case1	2-4-R	156.7	2267	2433
		3-4-R	58.7	2863	2924
	case2	2-4-R	157.1	2168	2336
		3-4-R	64.2	2556	2629
	case3	2-4-R	127.2	1358	1386
		5-4-R	39.7	2337	2381
확장 엔드 플레이트 접합	case2	2-4-R	156.7	2108	2274
		2-1-R	34.87	2330	2373
	case3	2-4-R	140.8	1979	1921
		3-4-R	54.90	2099	2138
각형강관 외다이아프램 접합	case2	2-4-R	162.5	2138	2310
		3-4-R	71.34	2500	2575
	case3	2-4-R	84.53	1289	1370
		5-4-R	45.88	2314	2363

5.2.2 파랑하중(진폭 10cm)이 작용할 경우

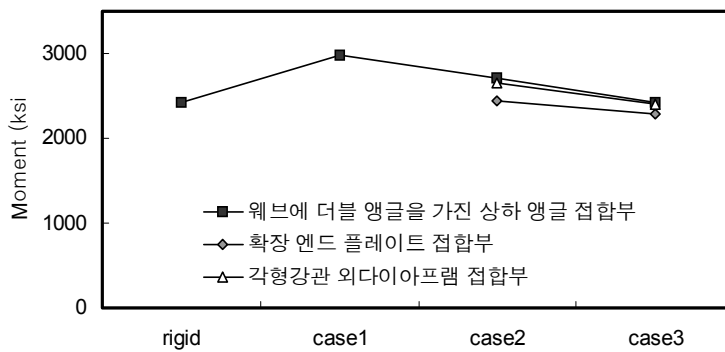


그림 5.5 조합하중(진폭 10cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대모멘트

조합하중(진폭 10cm)에 의한 모멘트가 가장 큰 부분과 정적하중에 의한 모멘트가 가장 큰 부분을 비교하여 표 5.6에 나타내었다. 조합하중(진폭 10cm)은 조합하중(진폭 5cm)에 비해 파랑하중에 의한 모멘트가 15%정도 증가하였으나 조합하중(진폭 10cm)에서의 최대모멘트가 작용지점이 정적하중이 작용했을 경우와 같아 아직 정적하중이 지배적임을 알 수 있다.

파랑하중(진폭 5cm)와 마찬가지로 파랑하중(진폭 10cm)에 의해 2층바닥-4번째보-오른쪽(2-4-R)에 최대모멘트가 발생하였다. 조합하중(진폭 10cm)에 의해 모멘트가 강접 골조에 비해 증가율이 가장 큰 것은 TSD 접합의 Case1으로 23% 증가하였고 확장 엔드 플레이트 접합의 Case3은 31% 감소하였다. 확장 엔드 플레이트 접합을 적용한 Case2, Case3은 강접 골조와 비슷하게 값이 나왔다.

표 5.6 파랑하중(진폭 10cm)이 작용하였을 경우 모멘트와 증가율 비교(단위:ksi)

접합부종류	해석모델	위치	파랑하중 (진폭 10cm)	정적하중	조합하중 (진폭 10cm)
강접 접합	강접골조	2-4-R	312.5	2097	2428
		2-1-R	70.8	2316	2403
TSD 접합	case1	2-4-R	313.3	2267	2598
		3-4-R	118.3	2863	2987
	case2	2-4-R	313.9	2168	2503
		3-4-R	129.7	2556	2703
	case3	2-4-R	254.1	1358	1403
		5-4-R	80.4	2337	2426
확장 엔드 플레이트 접합	case2	2-4-R	313.2	2108	2439
		2-1-R	71.78	2330	2419
	case3	2-4-R	281.4	1979	2279
		3-4-R	56.03	2099	2216
각형강관 외다이아프램 접합	case2	2-4-R	319.2	2138	2482
		3-4-R	70.90	2500	2651
	case3	2-4-R	168.9	1289	1447
		5-4-R	92.44	2314	2412

5.2.3 파랑하중(진폭 20cm)이 작용할 경우

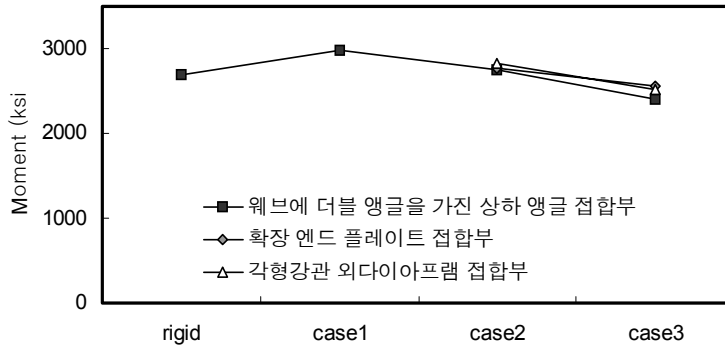


그림 5.6 조합하중(진폭 20cm)이 작용하였을 경우 구조시스템별 최대모멘트

표 5.7 파랑하중(진폭 20cm)이 작용하였을 경우 모멘트와 증가율 비교(단위:ksi)

접합부종류	해석모델	위치	파랑하중 (진폭 20cm)	정적하중	조합하중 (진폭 20cm)
강접 접합	강접골조	2-4-R	631.7	2055	2687
		2-1-R	136.3	2275	2412
TSD 접합	case1	2-4-R	633.3	2199	2829
		3-4-R	236.6	2748	2981
	case2	2-4-R	634.6	2116	2755
		3-4-R	259.3	2477	2758
	case3	2-4-R	509.6	1331	1411
		5-4-R	161.1	2237	2409
확장 엔드 플레이트 접합	case2	2-4-R	620.1	2108	2765
		2-1-R	146.8	2330	2510
	case3	2-4-R	557.4	1979	2555
		3-4-R	222.7	2099	2334
각형강관 외다이아프램 접합	case2	2-4-R	643.1	2138	2820
		3-4-R	288.1	2500	2803
	case3	2-4-R	335.2	1289	1601
		5-4-R	185.3	2314	2511

조합하중(진폭 20cm)에 의한 모멘트가 가장 큰 부분과 정적하중에 의해 모멘트가 가장 큰 부분을 비교하여 표 5.7에 나타내었다. 파랑하중(진폭

20cm)은 파랑하중(진폭 5cm)에 비해 파랑하중에 의한 모멘트 증가율이 4배정도 커져서 파랑하중의 진폭의 증가와 모멘트의 증가가 비례하는 것을 알 수 있었다.

파랑하중(진폭 5cm), 파랑하중(진폭 10cm)와 마찬가지로 파랑하중(진폭 20cm)에 의해 2층바닥-4번째보-오른쪽(2-4-R)에 최대모멘트가 발생하였다. 조합하중(진폭 10cm)에 의해 모멘트가 강접 골조에 비해 증가율이 가장 큰 것은 TSD 접합의 Case1으로 10% 증가하였고 확장 엔드 플레이트 접합의 Case3은 16% 감소하였다.

외곽보를 강접 접합한 Case1과 Case2는 강접 골조일 때 보다 큰 모멘트가 크게 작용하였고 파랑하중의 진폭이 커질수록 접합부 종류별 모멘트 차이가 줄어들었다.

5.3 횡변위 제어방법

5.3.1 TSD 접합부의 위치에 따른 횡변위의 변화

접합부의 강성이 가장 작아 접합부 위치에 따라 변위의 차이가 큰 TSD 접합부를 적용하여 구조시스템별 반강접 접합부의 위치에 대한 변위를 알아보았다.

5.1~2장의 결과 반강접 접합부를 사용한 경우 구조체의 변형이 가장 적은 것은 Case2였고 부가 모멘트의 영향을 가장 적게 받는 것은 Case3이었다. 그래서 Case3의 형태를 기본으로 반강접 접합부의 위치를 이동시

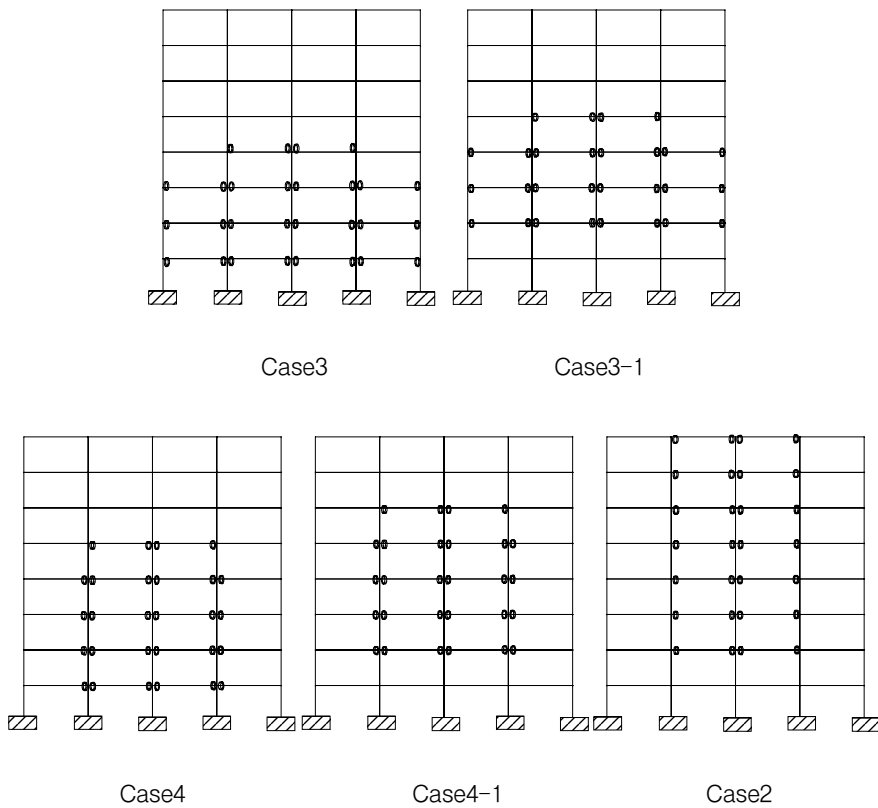


그림 5.7 접합부 위치별 해석 모델

켜 접합부의 위치에 따른 최대 변위의 변화를 알아보았다.

반강접 접합부의 수는 28개로 같게 하여 2층보와 양쪽 가장자리의 반강접 접합부의 유무에 따라 구분하였다. Case3-1, Case4-1은 Case3, Case4의 형태에서 2층보를 강접합으로 한 형태이다. 하중은 파랑하중(진폭 20cm)인 경우를 적용하여 최대 변위와 최대 모멘트를 비교하였다.

조합하중(진폭 20cm)을 적용하여 구조 시스템별 변위를 비교하였다. 2층보에서 반강접 접합부가 시작하는 경우보다 3층보에서 반강접 접합부가 시작하는 것이 조합하중(진폭 20cm)의 변위가 1.5~4.3% 정도 적게 나타났다. Case3-1>Case3>Case4-1>Case4>Case2의 순서로 변위가 크게 나타났다. Case2에 비해 Case3-1은 11.1%증가하였다. 2층보를 강접으로 하였을 경우와 반강접으로 하였을 경우의 차이는 없었으며 외곽보를 강접으로 하였을 경우가 변위제어에 효과적이었다.

표 5.8 파랑하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 변위 비교 (단위 : in)

접합부종류	해석모델	정적하중	조합하중 (진폭 20cm)
TSD 접합	case3	2.781	7.121
	case3-1	2.657	7.235
	case4	2.232	6.649
	case4-1	2.123	6.661
	case2	1.759	6.340

파랑하중(진폭 20cm)을 적용하여 구조 시스템별 모멘트를 비교하였다. Case4>Case4-1>Case3-1>Case2>Case3의 순서로 모멘트가 크게 나타났으며 Case3에 비해 Case4는 35.8%증가하였다.

Case4는 가장자리 보 단부에 모멘트가 증가하여 비효율적이며 Case2가 변위나 모멘트의 측면에서 볼 때 효율적인 구조시스템임을 알 수 있었다.

표 5.9 파랑하중(진폭 20cm)이 작용했을 경우 모멘트 비교 (단위:ksi)

접합부종류	해석모델	위치	정적하중	조합하중 (진폭 20cm)
TSD 접합	case3	2-4-R	1331	1411
		5-4-R	2237	2409
	case3-1	2-4-R	2337	2996
		2-1-R	2585	2792
	case4	2-4-R	2789	3597
		3-4-R	3084	3430
	case4-1	2-4-R	2270	2926
		3-4-R	2867	3115
	case2	2-4-R	2116	2755
		3-4-R	2477	2758

5.3.2 횡변위를 줄이는 보강방법

보통 반강접 구조시스템에서 횡변위 및 수평강성을 확보하기 위해서는 아래와 같은 방법을 사용한다.

- ① 연직하중에 의해 반강접 골조를 설계하고 수평력은 가새에 의해 지지되게 설계를 한다.
- ② 기둥의 강성을 증가시킨다.
- ③ 강성이 강한 접합부를 사용한다.

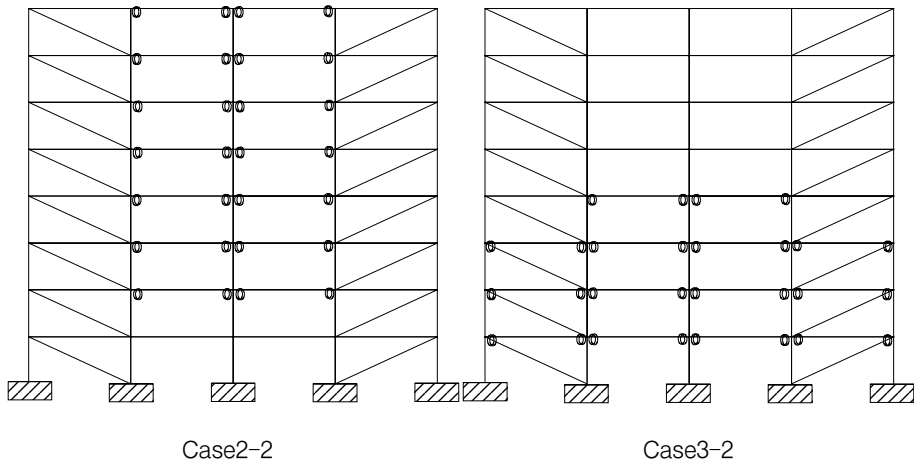


그림 5.8 가새를 보강한 해석 모델

5.1절에서 조합하중(진폭 10cm, 20cm)인 경우는 허용변위를 만족하지 못하였다. 그래서 여기서는 가새를 추가하여 횡변위와 모멘트를 줄이는 방법을 적용하였다. 앞의 예제 중 변위가 가장 작은 Case2와 변위가 가장 큰 Case3에 적용하였다.(그림 5.8) 가새의 위치는 1~4번째 보와 2~3번째 보에 설치하였을 경우와 가새의 방향 등 여러 가지 비교하여 가장 경제적인 위치에 설치한 값을 비교하였다. 가새의 접합부는 편접합으로 하였다.

Case2-2와 Case3-2의 최대 변위를 표 5.10에 나타내었다. 조합하중(진폭 10cm)인 경우 변위제한치인 H/400을 만족하였지만 조합하중(진폭20cm)인 경우는 만족하지 못하였다. 그리고 가새를 설치하였을 경우 구조시스템에 따른 변위의 차이는 없는 것을 알 수 있었다.

표 5.10 가새를 보강하였을 경우 변위 비교 (단위 : in)

접합부종류	해석모델	조합하중 (진폭 10cm)	조합하중 (진폭 20cm)
TSD 접합	case2-2	2.748 (H/419)	5.230 (H/220)
	case3-2	2.750 (H/419)	5.240 (H/220)

Case2-2와 Case3-2의 최대 모멘트를 표 5.11에 나타내었다. Case3-2이 모멘트가 더 적게 발생하였으며 과량하중의 진폭이 증가할 경우 모멘트 증가율도 적은 것을 알 수 있었다.

표 5.11 가새를 보강하였을 경우 모멘트 비교 (단위 : ksi)

접합부종류	해석모델	조합하중 (진폭 10cm)	조합하중 (진폭 20cm)
TSD 접합	case2-2	1848	2009
	case3-2	1844	1858

가새를 설치하였을 경우는 변위나 모멘트를 줄일 수 있었고 구조 시스템 별 차이가 없었다.

6. 반강접 접합부를 적용한 구조시스템별 비탄성응답분석

6.1 1차/2차 소성해석에 의한 거동 비교

조합하중을 적용하여 하중의 증가에 따른 TSD 접합을 적용한 Case별 1차/2차 소성해석에 의한 하중계수-변위관계를 그림 6.1~4에 나타내었다. 강접 골조와 Case2는 어느 정도의 강성을 띠다가 소성힌지가 발생하면서 급격히 붕괴하는 것을 알 수 있으며 Case3의 경우는 처음부터 비선형 거동을 보이면 큰 변형을 일으켰다. Case3과 같이 비선형 거동이 클수록 P- Δ 효과가 큰 것을 알 수 있었다.

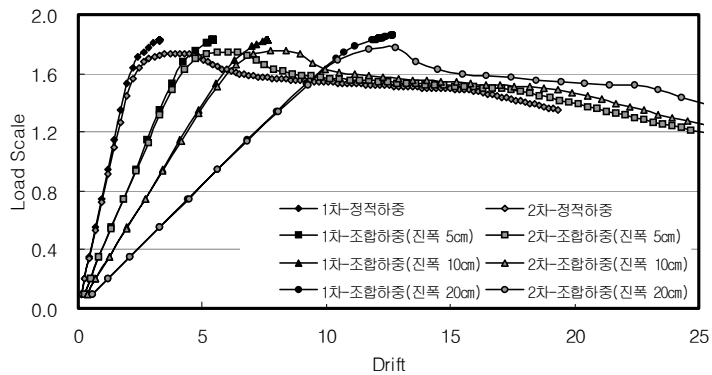


그림 6.1 강접 골조인 경우 하중계수-변위 그래프

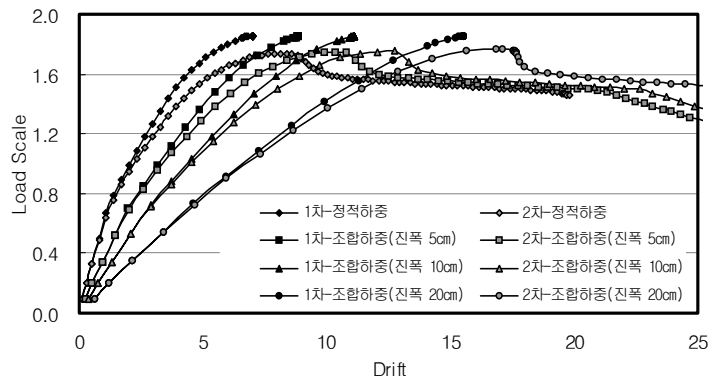


그림 6.2 Case1인 경우 하중계수-변위 그래프

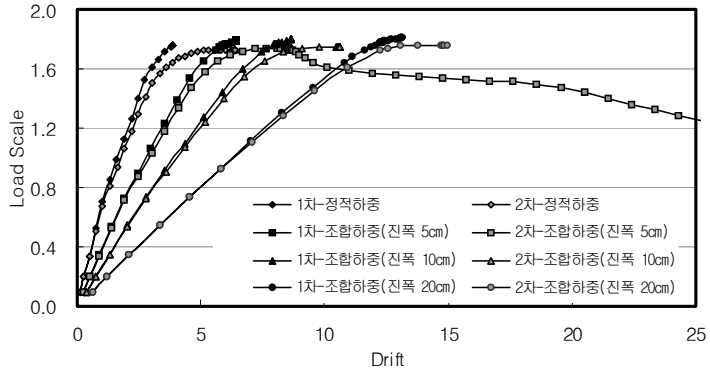


그림 6.3 Case2인 경우 하중계수-변위 그래프

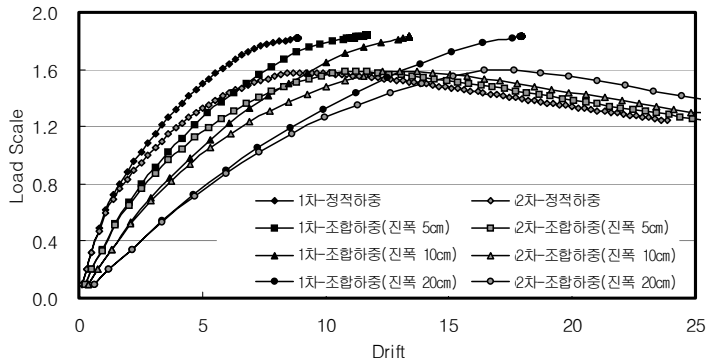


그림 6.4 Case3인 경우 하중계수-변위 그래프

표 6.1 극한 하중계수(λ_U)

접합부종류	해석모델	정적하중		조합하중 (진폭 5cm)		조합하중 (진폭 10cm)		조합하중 (진폭 20cm)	
		λ_p	λ_U	λ_p	λ_U	λ_p	λ_U	λ_p	λ_U
강접 접합	강접골조	1.658	1.739	1.668	1.748	1.665	1.725	1.592	1.709
TSD 접합	case1	1.283	1.737	1.273	1.744	1.267	1.721	1.253	1.707
	case2	1.471	1.730	1.453	1.738	1.433	1.717	1.395	1.701
	case3	1.467	1.579	1.451	1.548	1.435	1.568	1.406	1.551
확장 엔드 플레이트 접합	case2	1.697	1.737	1.672	1.743	1.610	1.756	1.537	1.773
	case3	1.501	1.713	1.451	1.707	1.420	1.728	1.411	1.747
각형강관 외다이아프램 접합	case2	2.178	2.195	2.191	2.211	2.220	2.225	2.245	2.255
	case3	2.030	2.050	2.025	2.029	2.011	2.071	2.057	2.089

2차 소성해석을 하였을 경우 1차 소성힌지가 발생하는 시점의 하중계수 (λ_p)와 극한하중계수(λ_u)를 표 6.1에 나타내었다. 확장 엔드 플레이트 접합은 TSD 접합 보다 접합부 강성이 커 소성 힌지가 조금 늦게 발생하였다. 각형강관 외다이아프램 접합부는 1차 소성힌지가 발생하는 시점의 하중계수와 극한 하중계수가 큰 것을 알 수 있었다.

6.2 접합부 종류별 2차 소성해석에 의한 거동 비교

6.2.1 TSD 접합을 적용한 구조시스템별 거동 비교

조합하중에 대한 Case별 하중계수-변위관계를 그림 6.5~6에 나타내었다. 변형이 큰 구조시스템은 Case3 > Case1 > Case2 > 강접 골조 순서로 외곽보를 강접 접합으로 하지 않았을 경우 변형이 큰 것을 알 수 있었다. Case3은 다른 구조시스템에 비해 최대하중계수(λ_u)가 작았다.

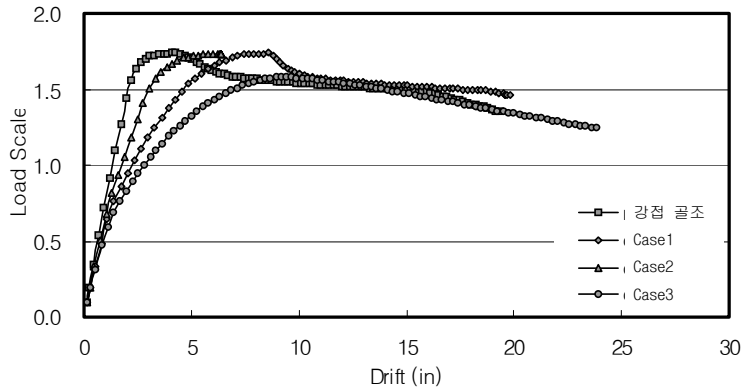


그림 6.5 정적하중을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프

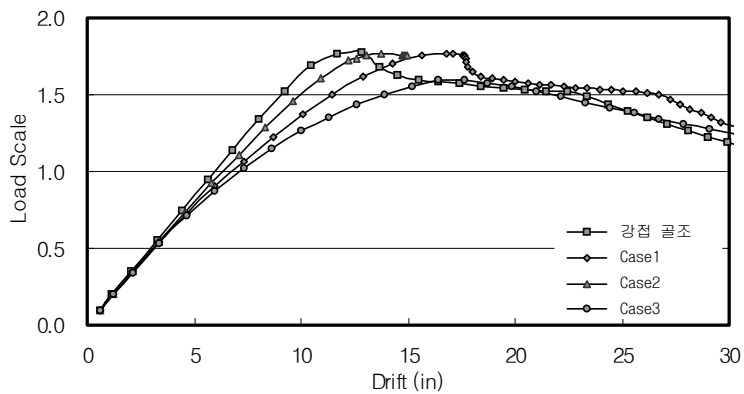


그림 6.6 조합하중(진폭 20cm)을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프

6.2.2 Case2의 접합부 종류별 거동 비교

Case2에 세 가지 접합부를 적용하였을 경우를 비교하여 그림 6.7~8에 나타내었다. 확장 엔드 플레이트 접합부를 적용한 경우는 접합부의 강성이 강하여 강점 골조와 비슷한 거동을 하였다. 소성영역에서 모든 접합부가 유사한 거동을 하였다. 각형강관 외다이아프램 접합부에서 Case3인 경우 초기값은 TSD 접합의 Case3과 비슷하였지만 강도와 강성이 더 큰 것을 알 수 있었다.

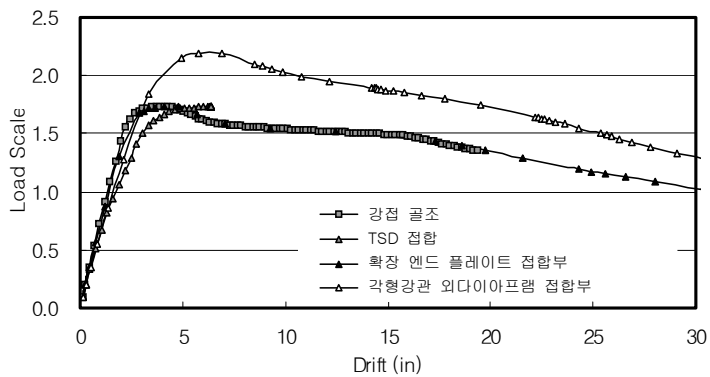


그림 6.7 Case2에 정적하중을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프

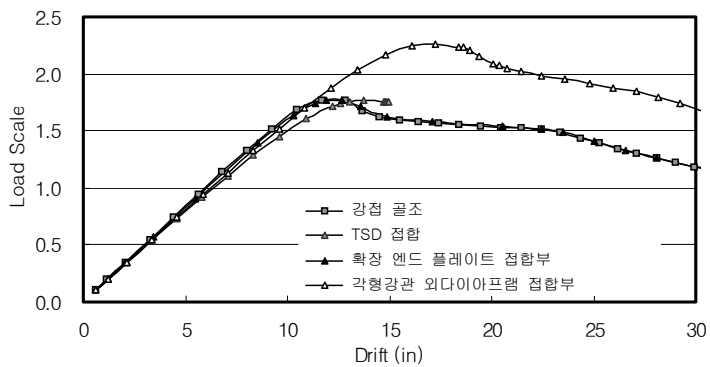


그림 6.8 Case2에 파랑하중(진폭 20cm)을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프

6.2.3 Case3의 접합부 종류별 거동 비교

Case3에 3가지 접합부를 적용하였을 경우를 비교하여 그림 6.9~10에 나타내었다. 확장 엔드 플레이트 접합을 적용한 경우는 접합부의 강성이 강하여 강접 골조와 비슷한 거동을 하였다. 소성영역에서는 접합부별 거동차이가 큰 것을 알 수 있었다. 각형강관 외다이아프램 접합의 Case3의 경우 초기값이 TSD 접합의 Case3과 비슷하였지만 강도와 강성이 더 큰 것을 알 수 있었다. Case3의 구조형식이 전체적으로 변형이 큰 것을 알 수 있었다.

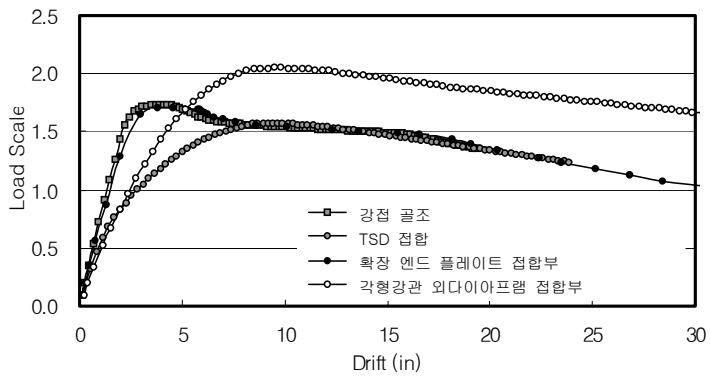


그림 6.9 Case3에 정적하중을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프

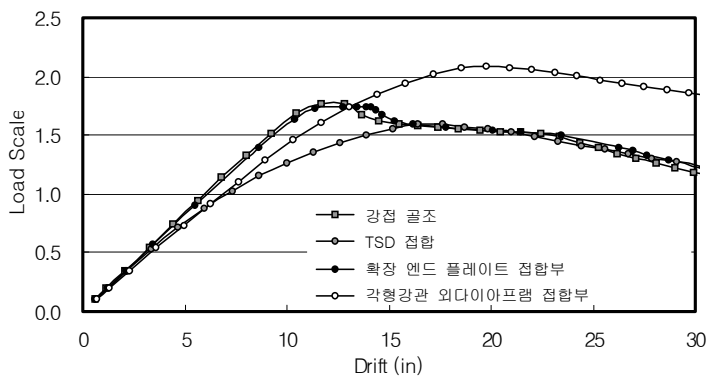


그림 6.10 Case3에 파랑하중(진폭 20cm)을 적용하였을 경우 하중계수-변위 그래프

6.3 TSD 접합부의 소성힌지 발생분포

강접 골조인 경우 소성힌지가 1층, 2층 기둥과 파랑하중의 영향이 큰 보에 발생하였다. Case1의 경우 1,2층 기둥과 3번째 보에 주로 발생하였고, 7, 8층 상부 기둥에도 소성힌지가 발생하였다. Case2의 경우 Case1과 소성힌지의 분포가 비슷하였으며 상부기둥에 발생하는 소성힌지의 수가 줄었다. Case3의 경우 2~4층의 보에 소성힌지가 발생하였고 1층 기둥 하부에서도 소성힌지가 발생하였다. 전체적으로 파랑하중의 진폭이 증가할수록 부가모멘트의 영향을 많이 받는 부분은 소성힌지의 발생이 빨라졌지만 Case3은 파랑하중에 의한 부가모멘트의 증가가 거의 없기 때문에 파랑하중의 진폭이 증가하여도 소성힌지의 발생순서에는 변화가 없었다. Case3은 하부에 소성힌지가 고루 발생하여 다른 구조시스템에 비해 유리하였다.

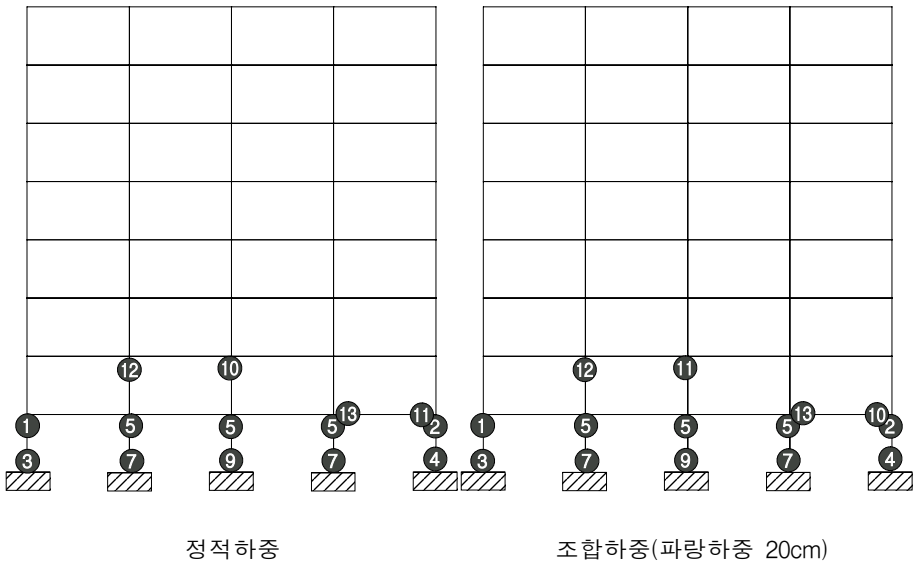
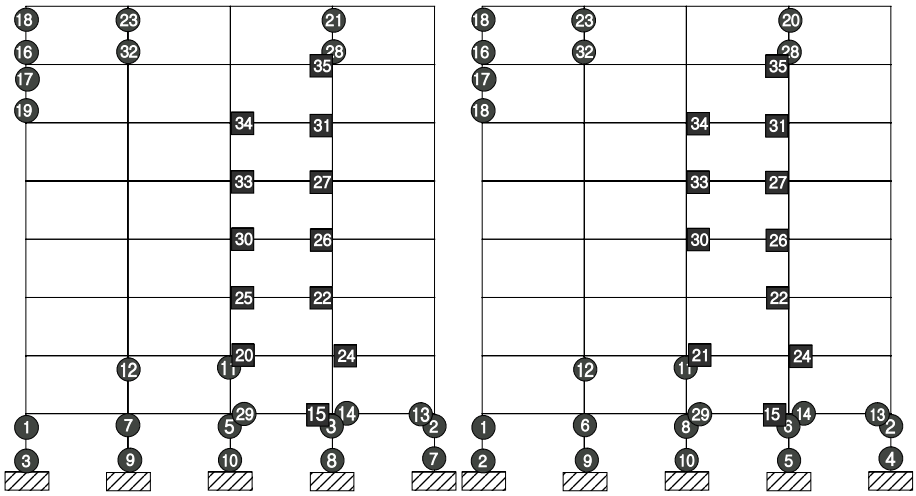


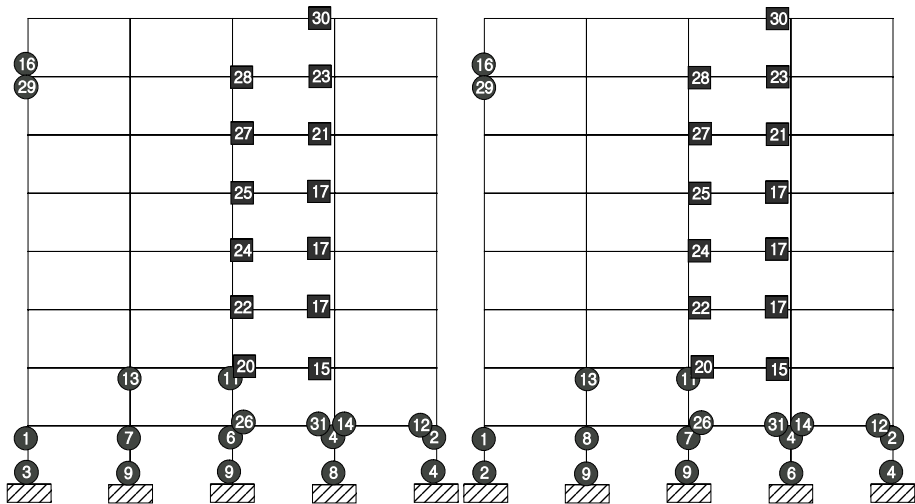
그림 6.11 강접 골조인 경우 소성힌지 발생 순서



정적하중

조합하중(파랑하중 20cm)

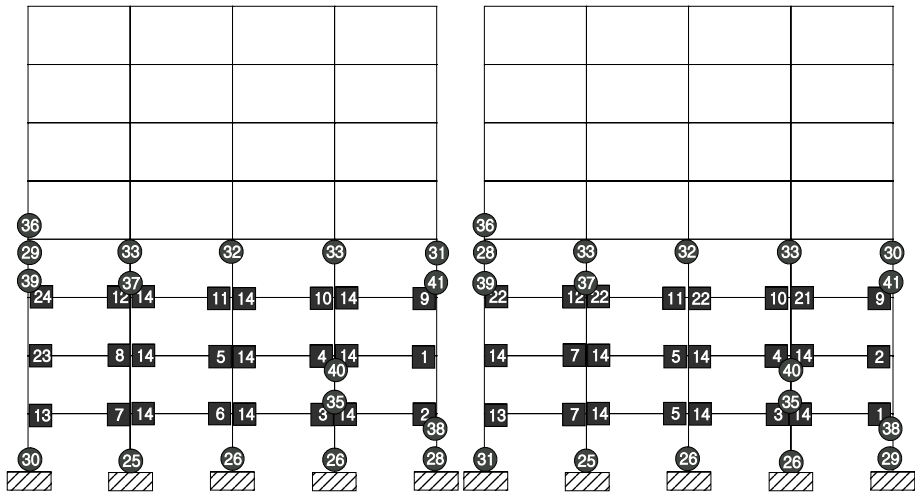
그림 6.12 Case1인 경우 소성힌지 발생순서



정적하중

조합하중(파랑하중 20cm)

그림 6.13 Case2인 경우 소성힌지 발생순서



정적하중

조합하중(파랑하중 20cm)

그림 6.14 Case3인 경우 소성힌지 발생순서

7. 결론

본 논문에서는 초대형 부유식 구조물의 상부구조물에 정적하중과 파랑하중이 동시에 작용할 경우 강접 골조와 부분적으로 반강접 접합부가 사용된 구조시스템에 TSD 접합과 확장 엔드 플레이트 접합, 그리고 반강접 거동을 하는 각형강관 외다이아프램 접합부를 적용하여 비선형 거동을 분석하였다. 탄성 및 소성해석을 통하여 중고층 구조물에 파랑하중이 작용할 경우 모멘트와 수평변위에 유리한 반강접 접합부의 적용 위치와 수평 변위를 줄이기 위한 효율적인 시스템을 모색한 결과 다음과 같은 결론을 도출하였다.

1. 파랑하중의 진폭이 작을 경우에는 반강접 접합부의 위치를 달리한 구조시스템별 변위 및 모멘트 응답의 차이가 컸지만 진폭이 큰 경우에는 파랑하중에 의한 응답이 지배적이기 때문에 시스템별 차이가 줄어들었다.

2. Case3과 같이 파랑하중에 의한 부가모멘트가 크게 작용하는 하부층 부분을 반강접 접합부로 할 경우 다른 시스템에 비하여 하부층 보에 부가모멘트는 줄일 수 있었다. 그러나 접합부의 강성이 작은 TSD 접합부를 적용할 경우 다른 시스템에 비해 정적하중에 의한 변위가 크게 증가하였다. 그리고 외곽보에 반강접 접합부를 배치하면 변위가 크게 발생하는 것을 알 수 있었다.

3. 확장 엔드 플레이트 접합부와 같이 강성이 큰 접합부를 적용할 경우에는 변위제어에 유리한 것으로 나타났다. 각형강관 외다이아프램의 경우에는 TSD 접합부와 유사한 거동을 보였으며 H형강에 비해 좌굴에 유리하여 높은 강도를 보였다.

4. 각 구조시스템의 횡변위 제어를 위해서 가새를 설치할 경우 반강접 접합부의 위치를 달리한 구조시스템별 차이는 없었으며 횡변위와 모멘트를 줄일 수 있어 “반강접 접합부 + 가새”의 시스템이 효율적인 것으로 사료된다.

5. 소성해석에 의한 TSD 접합부를 가진 구조시스템별 비탄성 거동을 분석한 결과 Case3의 경우 극한 하중계수가 작으며 소성영역에서는 구조시스템별 거동차이가 크게 나타났다.

6. Case3은 파랑하중에 의한 부가모멘트의 증가가 미미하기 때문에 파랑하중의 진폭이 증가하여도 소성힌지의 발생순서에 변화가 없었으며 다른 구조시스템에 비해 소성힌지가 골고루 발생하여 더 유리한 것을 알 수 있었다.

참고문헌

1. Johnston, B.G., and Yang, C.H., and Beedle, L.S., "An Evaluation of Plastic Analysis as Applied to Structural Design", *Welding J.*, 32(5), p. 224-s, 1953
2. Frye, M.J., and Morris, G.A. "Analysis of Flexibly Connected Steel Frames", *Canadian Journal of Civil Engineers*, Vol. 2, pp. 119-136, 1975
3. Richard, R.M. and Gillet, P.E. and Kreigh, J.D. and Lewis, B.A., "The Analysis and Design of Single Plate Framing Connections", *AISC Engineering Journal*, 2nd Quarter, pp. 38-52, 1980
4. Chen, W.F., and Sohal, I., "Plastic design and second-order analysis of steel frame", New York: Springer-Verlag, c1995
5. Chen, W.F., and Kishi, N., "Data Base of Steel Beam-to-Column Connections", *Structural Engineering Report No. CE-STR-86-26*, 2 vols., West Lafayette, IN: School of Civil Engineering, Purdue University, 1986
6. Chen, W.F. and Goto, Y. and Richard Liew, J. Y., "Stability Design of Semi-Rigid Frames", John Wiley & Sons. INC, 1996
7. 한국해양연구소, "초대형 부유식 해상구조물 기술개발 - 2차년도 최종보고서", 서울: 해양수산부, 2000
8. Kishi, N. and Chen, W. F. and Goto, Y. and Hasan, R., "Behavior of Tall Buildings with Mixed Use of Rigid and Semi-Rigid Connections", *Computer & Structures* Vol. 61, No. 6. pp 1193~1206, 1996
9. 한국해양연구소, "초대형 부유식 해상구조물 기술개발 - 3차년도 최종보고서", 서울: 해양수산부, 2001
10. ABAQUS/Standard(2001), *User Manual*, I ~ III, Version 6.2, Hibbitt Karlsson & Sorensen, Inc
11. Chen, W. F. and Kim, Seung-Eock, "LRFD steel design using advanced analysis", Boca Raton: CRC Press, c1997
12. AISC, "Allowable Stress Design and Plastic Design Specifications for

- Structural Steel Buildings”, 9th Ed., Chicago, American Institute of Steel Construction, 1989
13. Chen, W.F. and Goto, Y. and Richard Liew, J. Y., “Stability Design of Semi-Rigid Frames”, John Wiley & Sons. INC, 1996
 14. 이상훈, “직각 외다이아프램 형식을 이용한 각형 강관 접합부해석을 위한 실험적 연구”, 서울대학교 석사학위논문 1997년 2월
 15. AISC, “Load and resistance Factor Design Specifications for Structural Steel Building”, Chicago, American Institute of Steel Construction, 1997
 16. CEN, European Committee for Standardization, “Design of Steel Structure Part 1 - General Rules for Buildings”, Vol. 1, February, 1992
 17. Jones, S.W. and Kirby, P.A. and Nethercot, D.A., “Effect of Semi-rigid Connections on Steel Column Strength”, J. Constructu, Steel Res. 1, 38-46, 1980
 18. Ang, K.M. and Morris, G.A., “Analysis of Three Dimensional Frames with Flexible Beam-Column Connections”, Can. J. Civil Eng., 11, 245-254, 1984
 19. Ramberg, W. and Osgood, W.R, “Description of Stress-Strain Curve by Three Parameters”, Technical Report No. 902, National Advisory Committee for Aeronautics, Washington, DC, 1943
 20. Lui, E.M. and Chen, W.F., “Strength of H-Columns with Small End Restraints”, J. Inst. Struct. Eng. 61B(1) 17-26, 1983
 21. Richard, R.M. and Abbott, B.J., “Versatile Elastic-Plastic Stress-Strain Formula. J. Eng. Mech. Div. ASCE 101(4), 511-515, 1975
 22. 채용수, “각형강관기둥 H형강보 접합부를 가진 반강접 골조의 해석방법에 관한 연구”, 서울시립대학교 석사학위논문 2002년 2월
 23. 광명하, “초대형 부유식 구조물 상부구조물의 구조해석법”, 한국해양대학교 석사학위논문 2002년 2월
 24. 한국해양연구소, “초대형 부유식 해상구조물 기술개발 연구용역-1차년도 최종보고서”, 서울: 해양수산부, 1999

25. Chan, S. L. and Chui, P. P. T., "Non-linear static and cyclic analysis of steel frames with semi-rigid connections", Amsterdam; New York: Elsevier, 2000
26. Faella, C. and Piluso, V. and Rizzano, G., "Structural Steel Semirigid Connections", CRC Press LLC, 2000
27. 채용수, 최성모, 김동규, "직각관 외다이아프램형식 각형강관기둥-H형강보 반강접접합부를 가진 골조의 탄소성 거동에 관한 해석적 연구", 대한건축학회 논문집(구조계), v.17 n.10, 2001-10
28. マリンフロート推進機構 編, "浮体式海上空港-巨大プロジェクトへの挑戦", 東京: 鹿島出版會, 1997
29. 양철민, 김정환, 김영문, "반강접 접합부를 갖는 문형골조의 거동 특성", 대한건축학회 춘계학술발표대회 논문집(구조계): v.20 n.1 (2000-04)
30. 오명호, 김상대, "반강접 접합부를 가진 철골조 건물의 비탄성 거동에 관한 연구", 대한건축학회 춘계학술발표대회 논문집(구조계): v.20 n.1 (2000-04)
31. 신경재, "접합부의 변형을 고려한 골조의 해석에 관한 연구", 대한건축학회 논문집: v.12, n.7 (1996-07)
32. 최은규, 김요숙, 신영수, "고층건물에서 반강접 회전강성의 구역화 제안식에 관한 연구", 대한건축학회 추계학술발표대회 논문집(구조계): v.21 n.2 (2001-10)
33. 日本造船學會, 海洋工學委員會性能部會 共編, 超大型浮體構造物, 東京: 成山堂, 1995
34. 日本建築學會, 海洋建築物構造設計指針(浮遊式) 同解説/ 日本建築學會 編, 東京: 日本建築學會 1992
35. Abdalla, K. M. and Chen, W. F., "Expanded Database of Semi-Rigid Steel Connections", Computer & Structures Vol. 56. No. 4. 1995
36. Hansa, R. and Kishi, N. and Chen, W. F. and Komuro, M., "Evaluation of Rigidity of Extended End-Plate Connections", Journal of Structural Engineering, December, 1997