건설기술혁신사업

06건설핵심C23

비대칭H형강 합성플로어 성능기반 내화거동 고도화 연구

2009. 12. 3

주관연구기관 / (주)현대제철주식회사

국 토 해 양 부
한국건설교통기술평가원

제 출 문

국토해양부장관(한국건설교통기술평가원장) 귀하

본 보고서를 “비대칭H형강 합성플로어 성능기반 내화거동 고도화 연구”의 최종(중간·단계)보고서로 제출합니다.

2009. 12.03.

주관연구기관 : 현대제철(주)
대표이사 박 승 하

협동연구기관 : 한국건설기술연구원
원장 조 용 주

협동연구기관 : 한국건자재시험연구원
원장 김 선 호

협동연구기관 : 창민우 구조(주)
대표이사 김 종 호

참여기업 : 하이템(주)
대표이사 : 하 민 호

참여기업 : 제일테크노스(주)
대표이사 : 장 명 식

참여기업 : 경동세라텍
대표이사 : 엄 영 준

■ 총 괄 연 구 책 임 자	/ 부 장	은 성 운	연구계획 및 총괄관리
■ 주관연구기관 참여연구원	/ 과 장	김 희 동	연구, 분석
	/ 대 리	이 재 석	연구, 분석
■ 협동연구기관 참여연구원	/ 선임 연구원	유 용 호	연구계획 및 총괄관리
	/ 책임 연구원	민 병 렬	연구, 분석
	/ 연구 위원	신 현 준	연구, 분석
	/ 책임 연구원	김 흥 열	연구, 분석
	/ 연 구 원	박 원 섭	실험, 분석
	/ 연 구 원	김 형 준	실험, 분석
	/ 연 구 원	박 경 훈	실험, 분석
	/ 주임 연구원	최 정 윤	연구계획 및 총괄관리
	/ 연 구 원	장 현 민	연구, 분석
	/ 연 구 원	서 준 식	실험, 분석
	/ 연 구 원	천 채 민	실험, 분석
	/ 소 장	강 대 언	설계안 제시
	/ 차 장	윤 영 찬	설계안 제시
	/ 사 원	이 정 노	설계안 제시
■ 위탁연구기관 참여연구원	/ 차 장	유 기 홍	경제성, 시공성 비교분석
	/ 대 리	배 승 훈	경제성, 시공성 비교분석
	/ 사 원	허 은 실	경제성, 시공성 비교분석
	/ 상 무	김 도 균	설계 조건 분석
	/ 과 장	이 병 렬	설계 조건 분석
	/ 차 장	이 민 철	설계 조건 분석
	/ 부 장	김 서 중	설계 조건 분석

요 약 문

Ⅰ. 제 목

비대칭H형강 합성플로어 성능기반 내화거동 고도화 연구

Ⅱ. 연구개발의 목적 및 필요성

1. 기술적 측면

○ 현재 국내 화재대응설계 및 응용기술 수준은 관련 선진국의 내화설계 기술과 비교하여 대략 20년 정도의 기술격차가 존재함. 국내 실정에 맞는 성능기반 내화평가를 수행하지 않은 상황에서 외국에서 개발된 철골 합성구조에 대한 기술도입을 추진하고 있음.

○ 국내 구조물의 내화요구법규는 사양적 설계법을 기본으로 채택하고 있음. 그 설계방식은 고려되는 구조요소가 적용되는 건물의 용도 · 크기 및 높이 등의 기준에 따라 내화요구시간을 적용받고 있음.

○ 국내 사양적 내화설계방법으로는 요구된 내화시간에 대응하는 내구력을 확보하기 위하여 콘크리트 부재의 경우에는 최소 부재크기와 피복 깊이가 요구되며, 철골구조의 경우에는 피복 조건에서 부재의 온도가 한계상태 이하로 유지됨을 근거로 함.

○ 그러나, 이러한 사양적 설계법은 화재시 구조물의 거동에 대한 안전을 보장하지 못하고 있으므로 성능기반 내화설계법의 적용이 필요함. 이 설계법은 최근에 도입된 강재의 단면형상 계수를 고려하여 온도 산정법에 활용(KS F 2848)하려는 초기 연구 단계로서의 움직임은 있으나, 과학적이며 경제적인 구조물의 내화 거동과 연계된 다양한 요소들을 고려한 체계적인 연구와 전체 구조물에 대한 해석 시도는 전무함.

○ 특히 복합적인 거동 분석이 요구되는 합성구조물의 화재거동 및 열전달 해석을 기반으로 한 발전적인 성능기반 화재대응 연구는 극히 미약한 실정이므로 이에 대한 관련연구가 필요한 시점임.

○ 따라서, 본 연구는 국내의 화재관련 사양적 설계 기준에 대한 분석을 토대로 합성플로어 시스템의 성능기반 내화설계 기준 정립의 기초연구를 수행하고, 합성구조물의 내화설계지침의 초석을 마련하여 고층 건축물의 내화기술력 확보와 국가 경쟁력 제고 및 국민의 복지향상을 가능케 함.

2. 경제 · 산업적 측면

○ 합성플로어가 주로 적용되고 있는 중·장지간/초고층 구조물에서는 화재 발생시 구조물 붕괴 · 유독가스로 인한 대규모 인명 피해의 재난발생이 유발될 수 있으므로 이에 대한 적절한 성능기반 화재안전 기술적용을 통한 인적·물적 손실 및 복구 비용의 최소화를 위한 요소기술개발의 필요성이 제기되고 있음.

○ 내화 설계시 제반 환경요인에 대해 충분한 기반연구가 이루어져 있지 않으며, 최적 설계방안의 도출을 위한 기술이 축적되어 있지 않아 주요 핵심기술을 선진외국에 의존하는 경우가 많기 때문에 앞으로 지속적으로 증가할 것으로 예상되는 합성 구조물에 대한 비용 효율적(cost-effective)이고 이용객의 안전을 담보할 수 있는 성능기반 화재안전 최적화 내화

설계기술 개발이 절실히 요구됨.
○ 합성플로어 시스템과 관련된 내화설계수행기반 유관산업(피복소재&생산설비&시공비용 등)의 활성화를 위한 최적 내화피복설계기술개발이 필요한 시점임.

3. 사회・문화적 측면

○ 최근 Windsor 타워 화재 붕괴(스페인, 2005), 대구지하철 참사 (한국, 2003), World Trade Center (미국, 2001)의 테러, 서울 홍제동 주택화재(한국, 2001)등과 같은 사고로 인해 국내 구조물의 화재안전에 대한 관심이 증가하고 있으며, 이에 대한 적절한 연구가 필요하게 되었음.
○ 화재 통계 연보의 최근 10년간 국내 화재 현황(1995 ~2004)을 살펴보면
- 지난 10년 화재 건수는 매년 연 평균 4.3%씩 증가하여1995년도에는 26,071건이던 화재 발생이 '04년도에는 32,737건으로 증가하여 '95년에 대비 25.6% 증가하였으며, 전체 화재중 건축물 화재가 연 평균 82.1%로 가장 큰 비율을 차지하고, 차량화재가 17.6%를 차지하여 전반적으로 건축물 화재에 대한 근본적인 대책 방안이 필요하다고 판단됨.
- 건축물화재의 발생건수는 '95년도 21,546건에서 '04년도에는 26,620건이 발생하여 '95년도 대비 23.5%가 증가하여 지난 10년 동안의 건축물 화재 방지 대책에 관한 노력이 결핍된 것으로 판단되며 이에 대한 개선방안으로 성능기반 건축물 화재대응 설계지침 제정 및 건축물 내화성능 향상방안에 대한 관련연구가 필요한 시점이라고 사료됨.

Ⅲ. 연구개발의 내용 및 범위

1. 비대칭H형강 활용 합성보의 최대 내화 강성 확보를 위한 최적화 단면형상 연구
○ 화재조건에서 구조물 단면의 온도상승은 화재에 대한 노출 단면적 대비 전달된 열량을 흡수할 수 있는 체적의 비율을 기반으로 분석이 가능하며, 이러한 형상비가 크면 단면의 온도 상승이 빨라지며 적으면 그 반대가 된다. 합성보에서 콘크리트는 강재보다 그 열전달 속도가 현저히 낮으므로 이러한 관련 열역학적 특성과 재료의 고온 물성 특성을 기반으로 합성보의 형상을 심도 있게 연구하면 국부 단면이 매립된 비대칭H형강 활용 합성보에서는 화재조건에서 매립된 강재의 강성 저하를 최소화 한 경제적인 구조물 내화설계기법의 도출이 가능함.
2. 구조물 화재거동 FE해석 및 설계기법제시
○ 보 및 슬래브 구조물 화재거동 성능실험은 인증시험용인 4.2m이상의 부재에서는 막대한 연구비의 투자 없이는 현실적인 어려움이 상존함. 이러한 문제를 극복하기 위한 성능기반 설계기법 개발을 위하여 관련 선진국에서는 중·장지간 보 및 슬래브 구조해석과 3D 실대형 구조물 내화설계를 기반으로 FE해석기법 개발을 위한 연구 분석을 수행하고 있음. 이러한 상황에서 국내 성능 기반 설계를 가능하게 하고, 국가 경쟁력 확보 및 기술 자립화를 고취하기 위해서는 현장 실무에 적용할 수 있는 설계지침서 제시를 위한 관련 내화설계 기술개발이 필요하다 판단됨.
3. 비대칭H형강 합성플로어 시스템 최적 모듈화 내화설계기법 제시
○ 지난 20년간 내화구조 연구 분야 관련 선진국의 연구동향은 구조물 붕괴를 위협하는 기

등의 내화피복 설계는 보수적인 방향으로 수행하고 있으며, 상대적으로 화재구획보전이 주목적인 보 및 3D 플로어는 경제적·합리적인 최적 내화피복 설계기법의 개발로 그 연구 방향이 추진되고 있음. 국내에서도 화재조건에 구조적으로 장점이 있는 비대칭H형강 및 다양한 데크플레이트가 이미 시판 중이므로 이러한 구조체를 조합한 3D 합성플로어 시스템의 성능기반 내화설계기준을 마련하여 관련 분야의 시장을 확대하고 건설기술 선진화 및 국제화에 기여할 수 있다고 판단됨.

4. 내화피복의 고온물성 분석 및 성능고도화 연구

○ 성능 기반 구조물 내화설계에서 기존의 사양적 방법과의 주요 차이점 중의 하나는 내화피복의 최적화 적용이 가능하다는 점임. 기존의 국내 내화피복 성능평가가 열전도 성능평가에만 치중된 것과는 다르게 고온 거동에 대한 적절한 거동 성능 검증이 필요함은 주지의 사실임. 이러한 상황에서 영세한 국내 피복업체를 위하여 연구 기반이 있는 국가출연연구소/공인인증기관이 본 과제를 기반으로 고온 물성의 분석을 토대로 한 성능향상 최적 피복설계기법과 성능 고도화 기술의 지원이 국익차원에서 필요하다고 판단됨.

5. 구조물 및 내화피복의 화재성능기준 제시

○ 성능기반 설계는 정확히 제시된 목표 성능기준을 다양한 설계방법으로 만족시키는 것이 그 기법의 근간을 구성하고 있음. 그러나 현재 국내 내화성능설계에서는 구조물의 거동기준 및 내화피복의 성능기준이 적절하게 제안되지 있지 못한 실정임. 본 연구에서 다양한 피복조건의 합성구조에 대한 화재조건 실험 및 수치해석을 통한 거동 분석, 관련 선진국의 비교 연구를 기반으로 국내에 도입된 성능기반 내화설계의 주요한 요소인 화재조건 합성구조물의 내화피복 화재성능기준(안) 제시를 목표로 함.

6. 구조물 성능기반 내화설계 적용기법 및 지침(안) 제시.

○ 성능기반 구조물 내화설계기법이 허용되어 있음에도 국내의 기반연구 및 설계기술의 미비로 그 적절한 활용에 어려움이 상존하는 실정임. 이러한 상황에서 본 과제와 같은 최적화 및 설계지침을 제안할 수 있는 연구는 현재 건설 분야의 다양한 기업들이 요청하는 실용 설계 기술로의 적용이 직접적으로 가능하고, 다른 형태의 유사 구조체에 적용될 수 있기 때문에 파급 효과가 막대하리라 예상됨.

Ⅳ. 연구개발결과

1. 국내/선진국 적용사례분석 및 합성구조물 내화성능 문헌조사

- 국내·외 슬림 플로어 합성보 적용사례조사 및 분석
- 국외 슬림 플로어 공법의 적용성 파악
- 국내 철골조 건축 시장 동향 및 비대칭H형강 예상시장규모 조사

2. 비대칭H형강 합성보 상온조건 휨 성능선행실험(ULS) 수행

- 비대칭H형강 합성보 시험체 제작
- 실제규모 시험체 제작 (9.0m)
- 화재거동실험과의 비교를 위한 시험체제작 (4.2m)
- 설계변수에 따른 비대칭H형강의 거동 분석
- 합성보의 휨성능 평가 및 파괴형상 분석

3. 비대칭H형강 합성보 화재 거동기반 실험 수행

- 비대칭H형강 합성보 화재거동 시험체 제작 (5개)
- 피복 및 철근보강을 통한 합성보 거동 분석
- 하중비에 따른 영향력 검토 및 화재거동 분석

4. 실험결과 검증을 위한 신뢰성기반 전열해석수행

- 비대칭H형강 합성보 단면에 관한 수치 해석모델 작성
- 화재실험과 수치해석결과의 비교 분석

5. 비대칭 H형강을 활용한 다양한 지간길이의 구조물 설계 분석

- SBF 지간길이에 따라서 구조물의 설계를 분석하고 SBF 설계(안)을 제시

6. 3D SBF 요소 설계(안) 제시

- 비대칭H형강을 활용한 다양한 지간길이의 구조물 설계분석

7. 표준화재 재하/비재하 조건 뿜칠과 도료 피복제 고온물성 분석

- 뿜칠형 피복제는 고온 물성인 열전도도, 열확산계수 및 비열을 측정
- 재하조건에서의 차는 맨드렐관을 이용한 피복의 균열에 대한 연구를 수행

8. 내화피복제 재하율에 따른 내화거동 /성능 분석

- 온도의 변화에 따른 내화 피복의 균열 및 박리를 연구
- 2차년도의 연구를 통하여 재하상황의 가열로 시험을 통하여 이미 획득된 결과와의 상관성을 도출함으로서 본 실험결과의 신뢰성을 확보

9. 내화 피복의 내후성 측정 실험

- 각각의 열화요인 및 이에 따른 영향력을 평가

10. 형상설계 최적화

- 상온 및 고온 실험 기반 단면형상에 따른 구조 성능 분석/온도 분포 분석
- 열전도 FE 해석 기반 합성구조물 화재 조건 최적화 형상 설계

11. 내화거동 심화연구(심화화재실험)

- FE해석 기반 합성보 내화거동 해석기법 분석 및 고찰
- 중·장지간 합성보의 내화거동 기초연구
- 비대칭H형강 합성플로어의 재하조건 화재거동 실험 및 분석
  · 표준 단면, 웨브 형상변화 실험체
  · 형상변화 실험 비교 및 하중비에 따른 실험체 비교 분석

12. 내화피복 성능 향상 기술개발

- 하중비 및 형상조건에 따른 피복 고온영역 물성확보를 위한 실험
- 성능 결점 고찰을 통한 설계방안 제안

- 내화피복제 적용 화재거동 분석

13. 실 구조물 적용 설계(안) 제시

- 실제 건축물 적용성(ULS) 및 설계(안)제시

14. 성능기반 최적 내화설계 기법 도출

- 비대칭H형강 합성보의 화재거동 실험 분석

  · 표준시험체, 형상설계 시험체, 내화도료 및 내화 뿜칠 시험체 비교 분석

- 중·장지간 시험체를 통한 실 건축물 응용을 위한 실험

  · 12m 중·장지간 시험을 위한 표준 실험체와 하부 플랜지 형상 변화 시험체 비교 분석

  · 최적 단면 형상 설계를 위한 실물 실험 시험체 제작(5m 보 4개 제작)

- 수치해석 기반 내화설계 기술 제안

  · 내화거동 실물 실험 및 수치해석 기반 내화설계 기술 제안

- 비대칭H형강 합성보의 내화거동 FE 수치해석

  · 실물 실험을 결과를 토대로 온도분석 및 구조물의 내화거동 분석을 통한 FE수치해석

- 실험 및 FE 해석을 기반으로 제반요소 기회비용 분석

15. 실 구조물 적용 설계(예) 제시

- 실 건축구조물에 대한 사양적 설계 및 성능적 설계를 통한 내화설계기반 비교 연구

- 현장 적용 실구조물 설계(예) 제시

16. 최적 내화설계피복 기술 개발

- 고온 물성 분석 기반으로 최적 내화피복 성능 설계기술 도출안 마련

- 성능 향상 지표을 기반으로 내화성능지표 및 평가 방안의 제시

Ⅴ. 연구개발결과의 활용계획

○ 발전적 성능기반 화재안전 설계기법을 적용하여 슬림플로어의 최적화 내화설계법을 개발함. 또한 일반 합성부재에 계발된 설계법을 적용, 내화 설계 기술 지침을 확립함.

○ 다양한 하중조건에서 최적화 단면, 지간길이 및 그리드 조건의 분석결과를 통하여 비대칭H형강에 대한 현장 실무 적용이 용이하며 신뢰성이 확보된 지침서를 제시할 수 있음.

○ 내화도료의 화재시 거동 및 물성 변화 등을 체계적으로 연구하여 사용이 용이하면서도 안전하고 비용을 절감할 수 있는 처방을 개발하여 국내에 적절한 내화시공의 기준을 마련할 뿐 아니라 기술력 향상을 통한 경제적인 이득도 기대할 수 있음.

○ 화재강도/재하하중에 따른 내화피복제의 고온 물성확보 및 성능향상을 기반으로 내화피복의 성능설계 기법 도입.

○ 실험 결과를 통하여 내화도료 도포 후에 외부 환경에 의한 변화를 인지함으로서 시간이 지나면서 초기의 기능을 상실할 수 있음을 확인하였으므로 내화 피복의 시공 당시 평가 뿐 아니라 시간이 경과함에 따른 평가도 반드시 필요함을 알 수 있음. 이에 필요한 분석 및 평가 방법을 마련함으로서 건축물의 화재에 대한 안전성에 관련된 신뢰도를 높일 수 있음.

S U M M A R Y

Ⅰ. Subject

Advanced Study on Performance-Based Behaviour of Asymmetric H Beam Slimfloor

Ⅱ. Objective and Necessity of Research and Development

1. Technical objective

◦ In terms of structural design aspect, fire resistance technology has been less regarded until the late 90's in Korea and recently obtained a public attention after catastrophic occurrence of several structural collapses in fire. Under the circumstances, various composite structure systems, which has adapted from other countries without comprehensive investigating its fire performance, has been introduced to the domestic market.

◦ Since the domestic standards of the structural fire resistance are currently based on a prescriptive design method, each structural element is applied by different resistance period in use of its application conditions such as building types, height, and floor size.

◦ In order to obtain a required structural performance during the resistance period, minimum section size and cover thickness are typically suggested for concrete structures and insulation thickness is proposed for steelworks with respect to the limiting temperature.

◦ Although the prescriptive method may offer a simple design approach, it has been identified as not a economical and safe solution for various innovative structures. It is hence that the Korean Standard also forwardsincluding the performance design philosophy. Assessment of temperature development for steel structures in fire (KS F 2848), with respectto the section factor, may be the first work for the movement.

◦ In the situations, not only the practical application methodology but also comprehensive research fundamentals are widely demanded related to the composite structures for the new design method.

◦ This research aims to develop experimental and numerical technology for the performance-basedfire behaviour of Asymmetric H Beam Slimfloor. It is believed that the technology would be a foundation for the type of research.

2. Economic and industrial objective

◦ Since the composite floor systems are typically applied for high-rise, long-span and multi-purpose structures, the structural damage under fire could potentially cause a disastrous situation in public. Therefore, in order to reduce the risk of life and property loss, it is demanded to develop an appropriate assessment process for the composite structures in fire under the performance-based method.

◦ Since the national scientific background of research related to the performance-design process for structures in fire is limited, key technologies commonly dependent on international partners. Regarding the trend of increasing composite construction in the market, the independent key technology to optimize the overall design process, in harmonization with existing standard, is required to be developed for safety and economical purposes. This may also encourage the competitive power of domestic fire related industries such as consulting, insulation, material and fabrication areas.

3. Social and cultural objective

◦ The national concern for the structural fire safety has increased due to several fire disasters such as the structural collapse of Windsor tower (Spain, 2005), the Deagu subway fire (South Korea, 2003), the collapse of World Trade Center (United States, 2001), etc.

◦ In the record of Korea fire statistics, the number of fire occurrences has been increased by an average of 4.3% p.y. during the last ten years. As the building fire occupies an 82.1% of the total fire accidents and increased 23.5% in the total occurrence number p.y. during the last ten years, it has been generally recognized that a fundamental response is demanded for the fire model.

Ⅲ. Contents and Range of Research and Development

1. Research on optimum dimension for composite beam section forming asymmetric H beam in fire

◦ The temperature development across a section of a structural element in fire is dependent on the section factor, which is estimated as a ratio of the fire-exposed perimeter to the cross-sectional area. Hence, with the higher section factor, the faster temperature development of the section is observed. With respect to the section massivity, a thermodynamic characteristic and physical properties of the material, composite beam members, partially embedded asymmetry H beam, demonstrates typically a good fire resistance capacity.

2. Development of FE analysis about structural fire behaviour and design guide

◦ The experimental study on the fire performanceof structures costs often in excess and is exposed to a limitation of the size and simulation conditions. In order to avoid such difficulties, it is necessary to develop a reliable numerical solution for advanced study on full scale performance of structures in fire.

3. Development of optimized fire resistance design of asymmetric H beam slimfloor system

◦ The research, where the advanced country in fire research for the last 20 years, tends to be conservative in fire protection design for the column to avoid collapse and be relatively economical to the beam and slab for fire separation purposes. As the asymmetric H beam and deep decking is available in the domestic market, it is possible to use the advanced PBD technology to establish the 3D slimfloor system in fire.

4. Research on thermal properties and performance of insulation material

◦ s the feature of the performance based design of structural fire resistance, the optimized application of insulation for steelworks is one of the major approaches. The application is based on the insulation performance of the heat conduction and the high temperature behavior. Therefore, the national laboratory organization should estimate and provide the performance and physical properties at elevated temperatures.

5. Establishment of structural fire performance and protection material's guide

◦ The process of the PBD is achieved by satisfying the performance requirements under various design routes. However, in the current domestic standards, the performance requirements are omitted for the insulations. This study aims at suggesting the performance guidance for insulations in fire in relation to the structural performances.

6. Development of PBD guide for slimfloor structures in fire

◦ Although the PBD design process is allowed for structural design under fire in t he Korean Standards, the prescriptive design method is generally used in practice due to the development limitation of the application method. The development of PBD guide for slimfloor structures in fire is deemed to be impetus to advance the design method in Korea.

Ⅳ. Research and Development Results

1.Comprehensive review of the national/international application cases, market trend and construction method for Slimfloor systems.

2. Experimental study for the flexural capacity of full-scale Slimfloorbeam at ultimate limit state

3. Experimental study for the flexural capacity of Slimfloor beam at fire limit states

4. Comparative study, based on experimental and numerical approaches, for the temperature development across the Slimfloor beam section in fire

5. Development of optimal design guide for Slimfloor beam and grids under a range of piratical loading

6. Estimate the thermal properties for the spray and intumescent coating at elevated temperatures

7. Assess the stress-strain performance of the spray and intumescent coating at elevated temperatures

8. Evaluate the weathering effect to the stress-strain performance for the spray and intumescent coating at elevated temperatures

9. According to the variable depth of ASB sections, it is proved that fire behavior of composite beam can resist fire resistance behavior of unprotected for 60 minutes.

10. From the fire test of asymmetric H beam, fire resistance capacities based on load ratio is compared. Load ratio 0.4 can endure unprotected fire resistance for 60 minutes. Furthermore, the depth increased of web is effective to extend fire resistance duration according to the test of section web.

11. In the test of elevated composite beam, the configuration of the temp. rise which condition is unprotected similar from the lower part of flange to the centre part and the temp. reaches 600℃ in 15 minutes after heating. Although stud and upper flange can resist from fire, unprotected lower steel is strongly bent by loss of capacities as well as concrete slab is cracked.

12. In the test of elevated composite truss, the temp. of sections of bottom chord and diagonal chord rises with the similar ratio for 14 minutes but the temp. of concrete slab is lower. Two specimens classified with sections of diagonal chord are cracked during 10 and 14 minutes by load ratio.

13. The test to analyze behavior of fire resistance applied to fire resistance covering material is conducted. Compared with thermal characteristics and temp. reactions of solvent borme and water borme fire resistant paints, there are foaming and temp. variations on the surface extensively, if water borme fire resistant paints are used. On the other hand, 60% of total materials for solvent borme fire resistant paints are reacted around 200℃.

14. At 512℃, Heat transfer of solvent borme and water borme fire resistant paints are 7.05×10-3 and 3.06×10-2w-1K-1, respectively, and it is expected to reduce the differences through heat insulators. Fire resistant capacity of water borme fire resistant paint mixed alumina is increased. Compared with common shaped alumina, using porous alumina is two times effective. Moreover, porous alumina can go up about 60% to control temp. rise and retard separating of fire resistant paint.

15. To give the guideline for real structure planning, the stability evaluation against lateral force is satisfied with drift ratio the maximum 0.0073 against earthquake load and wind load displacement ratio maximum H/4842 from the stability test for object buildings.

Ⅴ. Utilization Plan for Research and Development Results

◦ Using the developed performance based fire safety design technique, an optimum model of the Slimfloor system is developed. Through the application of the

obtained design process to general steel and composite structures, a fire resistance design method could be established.

◦ The optimal design of the Slimfloor beams and grids under a range of practical imposed loading, could be used as a design guidance for the type of structures.

◦ Based on the stress-strain performance and material properties at elevated temperatures for the insulation, economical and safe design solutions could be provided to the engineers.

목 차

제 1 장 서 론 ····· 1
제 1 절 연구개발의 필요성 ····· 1
1. 연구개발의 목적 및 필요성 ····· 1
2. 연구개발의 중요성 ····· 5
제 2 절 연구개발의 내용 및 범위 ····· 11

제 2 장 국내·외 기술개발 현황 ····· 13
제 1 절 국내 기술 및 산업 동향 ····· 13
제 2 절 국외 기술 및 산업 동향 ····· 20

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과 ····· 22
제 1 절 비대칭H형강 화재거동 특성 분석 및 피복재 성능 고찰 ····· 22
1. 세부구성요소 이론적 고찰 ····· 22
2. 실물 실험체 화재실험 및 역학적 거동분석 ····· 36
3. 내화피복 성능향상 기술개발 ····· 66
제 2 절 비대칭H형강 슬림플로어 보 형상설계 및 성능 향상 기술 개발 · 95
1. 형상설계최적화 ····· 95
2. 심화 화재거동 분석 ····· 101
3. 내화피복 성능향상 기술개발 ····· 130
4. 실제구조물 적용설계(안)제시 ····· 144
제 3 절 비대칭H형강 최적내화설계 기법 및 실구조물 적용
설계(안) 제시 ····· 156
1. 성능기반 최적 내화설계 기법 도출 ····· 156
2. 실 구조물 적용설계(예) 제시 ····· 176
3. 최적 내화설계피복 기술 개발 ····· 212
제 4 절 결론 ····· 266

제 4 장 연구개발목표 달성도 및 관련분야에의 기여도 ····· 270
제 1 절 연구개발목표 달성도 ····· 270
1. 연구개발 수행 진도율 ····· 270
2. 연구개발 목표의 달성도 ····· 273

제 2 절 대외 기여도 ····· 276

제 5 장 연구개발결과의 활용계획 ····· 277

제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외과학기술정보 ····· 283

제 7 장 참고문헌 ····· 284

부록. 비대칭H형강을 이용한 층고절감공법 설계・시공 지침 ····· 289

표 차 례

표 1.1 슬림플로어 시스템(Slimflor System) ····· 2
표 1.2 일반 철골조 & 합성플로어 구조적 특성 ····· 3
표 1.3 합성플로어 적용시 구조 단면 ····· 3
표 1.4 최근 10년간 원인별 화재 현황 ····· 8
표 1.5 최근 10년간 경제적 화재피해 현황 ····· 9
표 1.6 고층건물 화재사건 발생수와 사상자 수('60-'93) ····· 10
표 2.1 국내 합성보 적용 데크플레이트 개발 현황 ····· 14
표 2.2 합성플로어 & 일반 철골구조물 경제성 분석 ····· 15
표 2.3 삼성화재 청량리 사옥공사와 신세계 백화점 신축공사 비교 ····· 17
표 3.1 슬림플로어 공법 적용 전후 비교(삼성화재 청량리 사옥) ····· 22
표 3.2 슬림플로어 공법 적용 전후 비교(죽전민자역사) ····· 23
표 3.3 국내 H형강 시장규모 (단위 : 1,000 ton) ····· 27
표 3.4 연도별 철골조 허가면적 (단위 : 1,000 ㎡) ····· 29
표 3.5 연도별 철골조 착공면적(용도별/구조별) (단위 : 1,000 ㎡) ····· 30
표 3.6 시.도별/층수별 건축물 현황 (단위 : 동), 2004년 ····· 31
표 3.7 H형강의 예상수요 ····· 31
표 3.8 한계상태의 내용 ····· 32
표 3.9 사용 재료 강도(Material's Specification) ····· 33
표 3.10 내부 보 간격이 4500인 경우-최대 스팬(m) ····· 34
표 3.11 내부 보 간격이 6000인 경우-최대 스팬(m) ····· 34
표 3.12 내부 보 간격이 7500인 경우-최대 스팬(m) ····· 34
표 3.13 사용 데크에 따른 최대스팬 길이 (적재하중 : 2.5~5.0kN/㎡) ····· 35
표 3.14 휨성능 상온시험체의 종류 ····· 36
표 3.15 모델별 소성모멘트 계산값 ····· 39
표 3.16 화재실험용 시험체 ····· 51
표 3.17 잔류 소성단면력(kN-m) ····· 62
표 3.18 연구에 사용된 국내 내화도료 제품 특성 ····· 68
표 3.19 연구에 사용된 국내 내화도료 제품의 밀도 ····· 72
표 3.20 내화로 실험 계획 ····· 75
표 3.21 내화피복의 재하에 따른 성능분석 ····· 76
표 3.22 화재실험 시험체의 종류 ····· 102
표 3.23 소성모멘트와 재하하중 ····· 107
표 3.24 합성보 시험체 일람 ····· 115
표 3.25 시험체 상세조건 ····· 119
표 3.26 구조부재의 열전대 명칭 ····· 120
표 3.27 형강의 인장력 테스트 ····· 122

표 3.28 일반 구조 형강의 기계적 특성 ····· 123
표 3.29 내화도료의 비열 (512℃) ····· 133
표 3.30 내화도료의 열전도도 (512℃) ····· 135
표 3.31 코팅 성분 별 단열효과 ····· 140
표 3.32 코팅성분별 박리 시간 변화 ····· 141
표 3.33 다공성 알루미나 함량별 단열효과 ····· 142
표 3.34 다공성 알루미나 함량별 박리 시간 변화 ····· 143
표 3.35 건물 개요 ····· 144
표 3.36 사용 재료 강도 ····· 144
표 3.37 설계 하중 ····· 145
표 3.38 설계 기준에 적용된 한계 상태 ····· 148
표 3.39 실험체 형상조건 및 재하조건 ····· 156
표 3.40 소성모멘트와 재하하중 ····· 158
표 3.41 화재실험 시험체의 종류 ····· 164
표 3.42 온도해석 결과 ····· 167
표 3.43 Strength retention factor(2.0%) ····· 168
표 3.44 Model Ⅰ 잔존내력(86분) ····· 169
표 3.45 Model Ⅱ 잔존내력(48분) ····· 169
표 3.46 Model Ⅲ 잔존내력(36분) ····· 169
표 3.47 Model Ⅳ 잔존내력(39분) ····· 169
표 3.48 비대칭 H형강과 일반H형강 공법비교 ····· 172
표 3.49 부재 리스트 ····· 173
표 3.50 실험체 형상조건 및 재하조건 ····· 176
표 3.51 부재 리스트 ····· 178
표 3.52 건물 개요 ····· 180
표 3.53 사용 재료 강도 ····· 180
표 3.54 설계 하중 ····· 181
표 3.55 각 중력 시스템별 해석모델 ····· 182
표 3.56 주요 수평부재 리스트 ····· 183
표 3.57 주요 수직부재 스케쥴 ····· 183
표 3.58 각 시스템별 기준층 층고 비교 ····· 184
표 3.59 철골 물량 비교 (tf) ····· 185
표 3.60 콘크리트 물량 비교 (m^3) ····· 186
표 3.61 철근 물량 비교 (tf) ····· 187
표 3.62 거푸집 물량 비교 (m^2) ····· 188
표 3.63 내화피복 물량 비교 (m^2) ····· 189
표 3.64 외부마감 물량 비교 (m^2) ····· 190
표 3.65 외부마감재 적용에 따른 총공사비 (천원) ····· 191
표 3.66 각 시스템별 총공사비 비교 ····· 192
표 3.67 주기(Peiod) ····· 195

표 3.68 풍하중 횡변위 ····· 195
표 3.69 층간변위 ····· 196
표 3.70 밑면 전단력 ····· 196
표 3.71 전도 모멘트 ····· 197
표 3.72 주기 ····· 198
표 3.73 풍하중 횡변위 ····· 198
표 3.74 층간변위 ····· 199
표 3.75 밑면 전단력 ····· 199
표 3.76 전도 모멘트 ····· 200
표 3.77 부재 내력에 의한 소성 휨모멘트 ····· 205
표 3.78 고온고습 시험 조건 ····· 250
표 3.79 조건 별 외관 평가 결과 ····· 250
표 3.80 냉온반복 시험 조건 ····· 258
표 3.81 조건 별 외관 평가 결과 ····· 258
표 3.82 고온고습법 조건 선정 결과 ····· 265
표 3.83 냉온반복법 조건 선정 결과 ····· 265

그 림 차 례

그림 1.1 비대칭H형강 합성플로어 형상 개요 ····· 4
그림 2.1 국내·외 기술동향 ····· 13
그림 2.2 청량리 삼성화재 합성플로어 적용사례 ····· 16
그림 2.3 죽전 신세계 백화점 ····· 16
그림 2.4 비대칭H형강 합성플로어 선진외국 적용사례 ····· 21
그림 3.1 삼성화재 청량리 사옥 단면도 ····· 22
그림 3.2 죽전민자역사 평면도 ····· 23
그림 3.3 한국산업기술대학교 주차건물 도면 ····· 24
그림 3.4 SlimDeck 시스템 공법 적용 건물 예(Cardiff Bay) ····· 25
그림 3.5 ING Bank H.Q ····· 25
그림 3.6 철골 프레임과 데크(Central Park in Dublin) ····· 26
그림 3.7 Glasgow Residential Building ····· 27
그림 3.8 연도별 H형강 수요 추이 ····· 27
그림 3.9 연도별 철골조 점유비 ····· 28
그림 3.10 슬림플로어 단면형태 ····· 33
그림 3.11 Model-Ⅰ의 단면도 (지간길이 : 9.2m) ····· 37
그림 3.12 Model-Ⅱ의 단면도 (지간길이 : 9.2m) ····· 37
그림 3.13 Model-Ⅲ의 단면도 (지간길이 : 4.5m) ····· 37
그림 3.14 Model-Ⅳ의 단면도 (지간길이 : 4.5m) ····· 38
그림 3.15 Model-Ⅴ의 단면도 (지간길이 : 4.5m) ····· 38
그림 3.16 시험체 투상도 ····· 38
그림 3.17 소성모멘트 산정 ····· 39
그림 3.18 합성보의 각부 기호와 단면치수(단위 : mm) ····· 39
그림 3.19 부착길이의 비교 ····· 40
그림 3.20 Space 2점 선형재하 위치 ····· 43
그림 3.21 하중 재하 형상 ····· 43
그림 3.22 LVDT 위치 및 앤드슬립(End-slip)측정방법 ····· 43
그림 3.23 변형률 게이지 측정위치 ····· 44
그림 3.24 변형률 게이지 부착형상 ····· 44
그림 3.25 시험체 파괴형상 ····· 45
그림 3.26 하중-변위 관계 (M1 & M2) ····· 46
그림 3.27 엔드슬립곡선 (M1 & M2) ····· 47
그림 3.28 하중-변위 관계 (M3 & M4 & M5) ····· 47
그림 3.29 하중-변형률 관계 (M1) ····· 48
그림 3.30 하중-변형률 관계 (M2) ····· 48
그림 3.31 하중-변형률 관계 (M3) ····· 49
그림 3.32 하중-변형률 관계 (M4) ····· 49

그림 3.33 하중-변형률 관계 (M5) ····· 50
그림 3.34 시험체 종류 ····· 52
그림 3.35 시험체의 열전대 측정 위치 ····· 53
그림 3.36 화재 실험용 시험체 ····· 54
그림 3.37 상ㆍ하부 플랜지의 온도(ＭＩ, ＭＶ) ····· 55
그림 3.38 웨브의 온도(ＭＩ, ＭＶ) ····· 55
그림 3.39 시험체의 가열 및 가력 장치 설치 ····· 56
그림 3.40 시간-처짐관계 곡선(하중비 : 0.15(M2), .3(M1)) ····· 56
그림 3.41 합성보 시험체의 화재실험 후 파괴형상 ····· 57
그림 3.42 유한차분법을 이용한 단면내부의 온도분포 산정 ····· 58
그림 3.43 콘크리트와 강재의 열전도율 ····· 60
그림 3.44 콘크리트와 강재의 비열 ····· 60
그림 3.45 콘크리트의 강도별 압축강도 및 탄성계수의 잔존비 ····· 61
그림 3.46 잔류 소성단면력 산정 개념도 ····· 62
그림 3.47 철근의 가공 형태에 따른 응력-변형률 관계 ····· 63
그림 3.48 철근의 항복강도 및 탄성계수의 잔존비 ····· 63
그림 3.49 단면의 노출시간별 온도분포 ····· 64
그림 3.50 슬립테스트용 전기가열로 ····· 66
그림 3.51 H사 내화도료의 열중량 분석 ····· 68
그림 3.52 H사 내화도료의 시차 주사 열량 분석 ····· 69
그림 3.53 K사 내화도료의 열중량 분석 ····· 69
그림 3.54 폴리비닐아세테이트의 열중량 분석 ····· 70
그림 3.55 K사 내화도료의 시차 주사 열량 분석 ····· 70
그림 3.56 S사 내화도료의 열중량 분석 ····· 71
그림 3.57 S사 내화도료의 시차 주사 열량 분석 ····· 71
그림 3.58 H사 내화도료의 비열, 열전도 및 열확산 계수 측정 ····· 72
그림 3.59 3사 도료의 질량 감소 경향 ····· 74
그림 3.60 질량 감소 경향의 표준화 값 ····· 74
그림 3.61 3사 도료의 Total Heat Release ····· 75
그림 3.62 K사 초기표본의 IR ····· 77
그림 3.63 S사 초기표본의 IR ····· 77
그림 3.64 K사 144시간 경과 후 1차 표본의 IR ····· 78
그림 3.65 S사 144시간 경과 후 1차 표본의 IR ····· 79
그림 3.66 K사 288시간 경과 후 2차 표본의 IR ····· 79
그림 3.67 S사 288시간 경과 후 2차 표본의 IR ····· 80
그림 3.68 K사 432시간 경과 후 3차 표본의 IR ····· 80
그림 3.69 S사 432시간 경과 후 3차 표본의 IR ····· 81
그림 3.70 K사 576시간 경과 후 4차 표본의 IR ····· 81
그림 3.71 S사 576시간 경과 후 4차 표본의 IR ····· 82
그림 3.72 K사 720시간 경과 후 5차 표본의 IR ····· 82

그림 3.73 S사 720시간 경과 후 5차 표본의 IR ····· 83
그림 3.74 S사 초기 표본의 IR ····· 84
그림 3.75 K사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR ····· 84
그림 3.76 S사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR ····· 85
그림 3.77 K사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR ····· 85
그림 3.78 S사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR ····· 86
그림 3.79 K사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR ····· 86
그림 3.80 S사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR ····· 87
그림 3.81 K사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR ····· 87
그림 3.82 S사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR ····· 88
그림 3.83 K사 초기 표본의 IR ····· 88
그림 3.84 S사 초기 표본의 IR ····· 89
그림 3.85 K사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR ····· 89
그림 3.86 S사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR ····· 90
그림 3.87 K사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR ····· 91
그림 3.88 S사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR ····· 91
그림 3.89 K사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR ····· 92
그림 3.90 S사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR ····· 92
그림 3.91 K사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR ····· 93
그림 3.92 S사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR ····· 93
그림 3.93 화재 실험에서 실험체의 구조적 구성 ····· 95
그림 3.94 대칭 단면 반의 수치해석 모델링 ····· 97
그림 3.95 단면의 온도 분포 ····· 98
그림 3.96 고온 하에서 인장에 대한 콘크리트의 응력-변형률 관계 ····· 98
그림 3.97 화재에서 비대칭 슬림플로어 보에 대한 실험과 수치해석 비교 ····· 99
그림 3.98 다양한 하중 하에서 4.2m 비대칭 슬림플로어 보의 중앙부 처짐 ····· 99
그림 3.99 화재시 단면 수정된 복합 슬림플로어 보의 중앙부 처짐 ····· 100
그림 3.100 합성 단면 및 열전대 위치 ····· 102
그림 3.101 열전대 그룹 위치 ····· 103
그림 3.102 시험체 투상도 ····· 103
그림 3.103 시험체 중립축 산정 ····· 104
그림 3.104 부착 길이의 비교 ····· 105
그림 3.105 부착 길이의 비 ····· 109
그림 3.106 시험체 사진과 열전대 위치 ····· 110
그림 3.107 시험체 설치 모습 ····· 110
그림 3.108 하중재하 형상 ····· 110
그림 3.109 가열로 안의 시험체 형상 ····· 111
그림 3.110 시험체 파괴 형상 ····· 111
그림 3.111 시험체 슬래브 파괴 형상 ····· 112
그림 3.112 시간-처짐 관계 곡선 ····· 112

그림 3.113 슬림플로어 시험체의 화재실험 후 파괴형상 ····· 113
그림 3.114 합성보의 거동 ····· 114
그림 3.115 합성보 시험체의 형상 ····· 114
그림 3.116 합성보 시험체의 열전대 위치 ····· 115
그림 3.117 합성보 시험체의 가열실험 전후 모습 ····· 116
그림 3.118 합성보 단면의 온도분포 ····· 117
그림 3.119 합성보 시험체의 화재시 중앙부 처짐 ····· 118
그림 3.120 합성트러스 실험체 입면도 ····· 119
그림 3.121 합성트러스 실험체 단면도 ····· 119
그림 3.122 합성트러스 시험체의 열전대 설치위치 ····· 120
그림 3.123 응력-변형율 곡선 ····· 123
그림 3.124 M-45-0.4 하현재 온도분포 ····· 124
그림 3.125 M-45-0.4 사재 온도분포 ····· 124
그림 3.126 M-25-0.4 하현재 온도분포 ····· 124
그림 3.127 M-25-0.4 사재 온도분포 ····· 124
그림 3.128 하중비 0.4 시험체의 처짐곡선 ····· 125
그림 3.129 M-45-0.4 사재의 온도-처짐 곡선 ····· 125
그림 3.130 M-25-0.4 사재의 온도-처짐곡선.. ····· 125
그림 3.131 M-35-0.7 하현재 온도분포 ····· 126
그림 3.132 M-35-0.7 사재 온도분포 ····· 126
그림 3.133 하중비 0.7의 처짐곡선 ····· 126
그림 3.134 M-20-0.7 하현재 온도 분포 ····· 127
그림 3.135 M-20-0.7 사재 온도분포 ····· 127
그림 3.136 사재 온도-처짐곡선 ····· 127
그림 3.137 사재 온도 처짐곡선 ····· 127
그림 3.138 하합성트러스 단면의 온도분포 온도 ····· 128
그림 3.139 합성트러스 시험체의 가열 실험 전·후 모습 ····· 128
그림 3.140 시험체별 처짐 곡선 ····· 129
그림 3.141 합성트러스 파괴 형상부 파괴형상 ····· 130
그림 3.142 APP, 유성유기계, 수성무기계의 DSC 결과 ····· 132
그림 3.143 유성유기계와 수성무기계 내화도료의 TGA 결과 ····· 133
그림 3.144 유성유기계 내화도료의 LFA 결과 ····· 134
그림 3.145 나철판의 표면온도 변화 ····· 135
그림 3.146 유성유기계 및 수성무기계 내화도료의 온도변화 ····· 136
그림 3.147 내화도료와 반대쪽 철판의 온도 차이 ····· 137
그림 3.148 전기로 내부 시간별 온도곡선 ····· 138
그림 3.149 내화피복 코팅이 없는 철판의 온도변화 ····· 139
그림 3.150 수성무기계 내화도료의 온도곡선 ····· 139
그림 3.151 알루미나 및 다공성 알루미나 첨가시의 온도곡선 변화 ····· 140
그림 3.152 알루미나 및 다공성 알루미나 첨가시의 온도곡선 변화 (60분 이후) ····· 141

그림 3.153 다공성 알루미나 함량별 온도곡선 변화 ····· 142
그림 3.154 다공성 알루미나 함량별 온도곡선 변화 (60분 이후) ····· 143
그림 3.155 구조 해석 모델 ····· 146
그림 3.156 구조 평면 및 부재 리스트 ····· 147
그림 3.157 안정성 평가 결과 ····· 148
그림 3.158 Deep Deck 설계 ····· 155
그림 3.159 SFB1 접합부 설계 ····· 155
그림 3.160 SFB3 접합부 설계 ····· 155
그림 3.161 열전대 위치 및 단면 상세 ····· 157
그림 3.162 실험체 제작형상 ····· 157
그림 3.163 B-1-P 실험 전·후 시험체 형상 ····· 158
그림 3.164 B-1-S 실험 전·후 시험체 형상 ····· 158
그림 3.165 하중 재하 형상 ····· 159
그림 3.166 실험변수에 따른 처짐 실험 결과 ····· 159
그림 3.167 단면하부 철근보강에 따른 처짐분석 ····· 160
그림 3.168 B-1-P 온도 분포 곡선 ····· 161
그림 3.169 B-0-N 온도 분포 곡선 ····· 161
그림 3.170 B-1-S 온도 분포 곡선 ····· 163
그림 3.171 강재 온도측정위치 ····· 166
그림 3.172 온도해석결과(Model Ⅰ) ····· 167
그림 3.173 온도해석결과(Model Ⅱ) ····· 167
그림 3.174 국내외 초고층 적용건물 ····· 171
그림 3.175 비대칭 H형강 제원(현대제철) ····· 172
그림 3.176 일반철골조와 SLIMFLOOR의 형상비교 ····· 173
그림 3.177 기본모듈 평면도 ····· 173
그림 3.178 모듈당 골조 공사 비용 ····· 174
그림 3.179 기본모듈 철골물량 비교 ····· 174
그림 3.180 평당 골조공사비용 ····· 174
그림 3.181 재하하중비에 따른 처짐분석 ····· 177
그림 3.182 피복두께에 따른 처짐분석 ····· 177
그림 3.183 기본모듈 평면도 ····· 178
그림 3.184 기본모듈 당 사양적 내화설계에 따른 내화비용 비교 ····· 179
그림 3.185 기본모듈 당 내화설계별 내화비용비교(슬림빔 공법) ····· 179
그림 3.186 하중 횡변위-X방향 ····· 195
그림 3.187 풍하중 횡변위-Y방향 ····· 195
그림 3.188 층간변위-X방향 ····· 196
그림 3.189 층간변위-Y방향 ····· 196
그림 3.190 밑면전단력-X방향 ····· 197
그림 3.191 밑면전단력-Y방향 ····· 197
그림 3.192 전도모멘트-X방향 ····· 197

그림 3.193 전도모멘트-Y방향 ····· 197
그림 3.194 풍하중 횡변위-X방향 ····· 198
그림 3.195 풍하중 횡변위-Y방향 ····· 198
그림 3.196 층간변위-X방향 ····· 199
그림 3.197 층간변위-Y방향 ····· 199
그림 3.198 밑면전단력-X방향 ····· 200
그림 3.199 밑면전단력-Y방향 ····· 200
그림 3.200 전도모멘트-X방향 ····· 200
그림 3.201 전도모멘트-Y방향 ····· 200
그림 3.202 소성 휨모멘트 ····· 205
그림 3.203 G2 : 하중에 의한 소성 휨모멘트 ····· 210
그림 3.204 열전도도의 개요 ····· 212
그림 3.205 LFA의 측정 계략도 및 data 형태 ····· 213
그림 3.206 시료의 TGA-MS 결과 ····· 216
그림 3.207 시료의 DSC-TG 결과 ····· 216
그림 3.208 300℃ 가열시 시험편 내부의 온도변화 ····· 217
그림 3.209 600℃ 가열시 시험편 내부의 온도변화 ····· 218
그림 3.210 900℃ 가열시 시험편 내부의 온도변화 ····· 218
그림 3.211 무기계 재료의 모습(왼쪽)과 건조시편의 표면(오른쪽)의 SEM image ····· 219
그림 3.212 열처리 시편의 온도에 따른 표면과 내부 SEM image ····· 220
그림 3.213 열처리 시편 전체의 높이에 따른 밀도 변화 ····· 221
그림 3.214 열처리 시편의 높이에 따른 밀도 변화 (100-900℃) ····· 222
그림 3.215 열처리 시편 전체의 온도에 따른 밀도 변화 ····· 223
그림 3.216 열처리 시편의 온도에 따른 밀도 변화 (100-900℃) ····· 223
그림 3.217 열처리 시편의 온도별 비열 ····· 224
그림 3.218 열처리 시편의 높이에 따른 열확산계수 변화 ····· 225
그림 3.219 시편의 온도에 따른 열확산계수 변화 ····· 226
그림 3.220 열처리 시편의 높이에 따른 열전도도 변화 ····· 227
그림 3.221 열처리 시편의 높이에 따른 열전도도 변화(50-850℃) ····· 227
그림 3.222열처리 시편의 온도에 따른 열전도도 변화 ····· 228
그림 3.223 열처리 시편의 온도에 따른 열전도도 변화(50-850℃) ····· 228
그림 3.224 열전도도의 이론적 예측값과 측정값 비교 ····· 230
그림 3.225 상온 시편의 비열 측정 graph ····· 231
그림 3.226 100-500℃ 열처리 시편의 비열 측정 graph ····· 231
그림 3.227 600-1000℃ 열처리 시편의 비열 측정 graph ····· 232
그림 3.228 100℃ 4mm ····· 233
그림 3.229 100℃ 8mm ····· 233
그림 3.230 100℃ 12mm ····· 233
그림 3.231 100℃ 16mm ····· 233
그림 3.232. 200℃ 0mm ····· 234

그림 3.233 200℃ 4mm ····· 234
그림 3.234 200℃ 8mm ····· 234
그림 3.235. 200℃ 12mm ····· 234
그림 3.236 200℃ 16mm ····· 234
그림 3.237 200℃ 20mm ····· 234
그림 3.238 200℃ 24mm ····· 234
그림 3.239 300℃ 0mm ····· 235
그림 3.240 300℃ 4mm ····· 235
그림 3.241 300℃ 8mm ····· 235
그림 3.242 300℃ 12mm ····· 235
그림 3.243 300℃ 16mm ····· 235
그림 3.244 300℃ 20mm ····· 235
그림 3.245 300℃ 24mm ····· 235
그림 3.246 300℃ 28mm ····· 235
그림 3.247 400℃ 0mm ····· 236
그림 3.248 400℃ 4mm ····· 236
그림 3.249 400℃ 8mm ····· 236
그림 3.250 400℃ 12mm ····· 236
그림 3.251 400℃ 16mm ····· 236
그림 3.252 400℃ 20mm ····· 236
그림 3.253 400℃ 24mm ····· 236
그림 3.254 500℃ 0mm ····· 237
그림 3.255. 500℃ 4mm ····· 237
그림 3.256 500℃ 8mm ····· 237
그림 3.257 500℃ 12mm ····· 237
그림 3.258 500℃ 16mm ····· 237
그림 3.259 500℃ 20mm ····· 237
그림 3.260 500℃ 24mm ····· 237
그림 3.261 600℃ 0mm ····· 238
그림 3.262 600℃ 4mm ····· 238
그림 3.263 600℃ 8mm ····· 238
그림 3.264 600℃ 12mm ····· 238
그림 3.265 600℃ 16mm ····· 238
그림 3.266 600℃ 20mm ····· 238
그림 3.267 600℃ 24mm ····· 238
그림 3.268 700℃ 0mm ····· 239
그림 3.269 700℃ 4mm ····· 239
그림 3.270 700℃ 8mm ····· 239
그림 3.271 700℃ 12mm ····· 239
그림 3.272 700℃ 16mm ····· 239

그림 3.273 700℃ 20mm ····· 239
그림 3.274 800℃ 0mm ····· 240
그림 3.275 800℃ 4mm ····· 240
그림 3.276 800℃ 8mm ····· 240
그림 3.277 800℃ 12mm ····· 240
그림 3.278 800℃ 16mm ····· 240
그림 3.279 800℃ 20mm ····· 240
그림 3.280 800℃ 24mm ····· 240
그림 3.281 800℃ 28mm ····· 240
그림 3.282 900℃ 0mm ····· 241
그림 3.283 900℃ 4mm ····· 241
그림 3.284 900℃ 8mm ····· 241
그림 3.285 900℃ 12mm ····· 241
그림 3.286 900℃ 16mm ····· 241
그림 3.287 900℃ 20mm ····· 241
그림 3.288 900℃ 24mm ····· 241
그림 3.289 1000℃ 0mm ····· 242
그림 3.290 1000℃ 4mm ····· 242
그림 3.291 1000℃ 8mm ····· 242
그림 3.292 100℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 243
그림 3.293 200℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 243
그림 3.294 300℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 244
그림 3.295 400℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 244
그림 3.296 500℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 245
그림 3.297 600℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 245
그림 3.298 700℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 246
그림 3.299 800℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 246
그림 3.300 900℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 247
그림 3.301 1000℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교 ····· 247
그림 3.302 내화피복의 고장 모드 ····· 248
그림 3.303 온도 증가에 따른 강재의 강도 감소 ····· 249
그림 3.304 조건 C에서의 내화도료 외관 ····· 250
그림 3.305 내화도료 가의 차열성능 ····· 252
그림 3.306 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 가의 차열성 ····· 253
그림 3.307 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 나의 차열성 ····· 253
그림 3.308 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 다의 차열성 ····· 254
그림 3.309 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 라의 차열성 ····· 254
그림 3.310 고온고습 조건 B에서 내화도료 가의 팽창도와 차열성 ····· 255
그림 3.311 고온고습 조건 B에서 내화도료 나의 팽창도와 차열성 ····· 255
그림 3.312 고온고습 조건 B에서 내화도료 다의 팽창도와 차열성 ····· 256

그림 3.313 고온고습 조건 B에서 내화도료 라의 팽창도와 차열성 ····· 256
그림 3.314 고온고습 조건 B에서의 뿜칠재의 차열성 ····· 257
그림 3.315 조건 C에서의 내화도료 외관 ····· 259
그림 3.316 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 가의 차열성 ····· 260
그림 3.317 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 나의 차열성 ····· 260
그림 3.318 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 다의 차열성 ····· 261
그림 3.319 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 라의 차열성 ····· 261
그림 3.320 냉온반복 조건 B에서 내화도료 가의 팽창도와 차열성 ····· 262
그림 3.321 냉온반복 조건 B에서 내화도료 나의 팽창도와 차열성 ····· 262
그림 3.322 냉온반복 조건 B에서 내화도료 다의 팽창도와 차열성 ····· 263
그림 3.323 냉온반복 조건 B에서 내화도료 라의 팽창도와 차열성 ····· 263
그림 3.324 냉온반복 조건 B에서 뿜칠재의 차열성 ····· 264

C O N T E N T S

Chapter 1. Introduction ····· 1
Ⅰ. Necessities of research & development ····· 1
1. Objective or necessities of research & development ····· 1
2. Importance of research & development ····· 5
Ⅱ. Scope or content of research & development ····· 11
1. Content of research & development ····· 11
Chapter 2. State of technical development at home & abroad ····· 13
Ⅰ. Tendency of technique & industry at home & abroad ····· 13
1. Tendency of technique & industry at home ····· 13
2. Tendency of technique & industry at abroad ····· 20
Chapter 3. Accomplishment content and results ····· 22
Ⅰ. Fire Resistance Analysis of Slimflor beam and Research of insulation ····· 22
1. Theoretical study of detail organization element ····· 22
2. Fire experiment of a full scale & structural behavior analysis ····· 36
3. Assessment of insulation performance in fire experiment ····· 66
Ⅱ. Asymmetric Slimflor Beam shape design and Technology development of performance improvement ····· 95
1. Optimization of shape design ····· 95
2. Research of intensify fire resistance behavior ····· 101
3. Technology development of performance improvement for fire resistance insulation ····· 130
4. Guideline of application scheme for full scale structure ····· 144
Ⅲ. Present a design application for construction and a method of optimization of fire resistance design of Asymmetric Slimflor Beam ··· 156

1. Draw a method of optimization of fire resistance design on the basis of performance ····· 156
2. Present a design applicatio for construction ····· 176
3. Develop a technology for optimization of fire resistance in ····· 212
Ⅳ. Conclusion ····· 266
Chapter 4. Accomplishment level for research goal and contribution to related research field ····· 270
Ⅰ. Accomplishment level for research goal ····· 270
1. Progress level of research & development accomplishment ····· 270
2. Accomplishment level for research goal ····· 273
Ⅱ. Contribution to related research field ····· 276
Chapter 5. Engineering application of research result ····· 277
Chapter 6. A related foreign technical information ····· 283
Chapter 7. References ····· 284
Appendix ····· 289

제 1 장 서 론

제 1 절 연구개발의 필요성

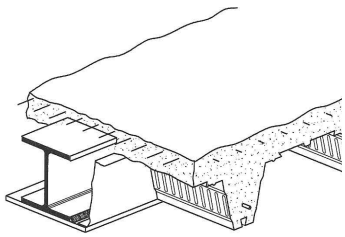
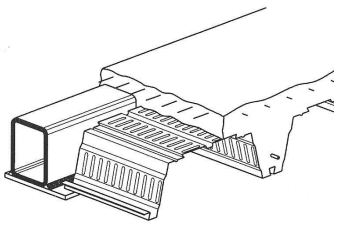
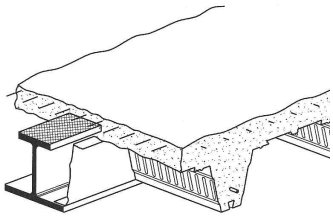
1. 연구개발의 목적 및 필요성

비대칭H형강을 활용한 합성보는 1970년대 후반 이후 스웨덴에서 Thor beam(Hat beam)으로 발표되었으며 British Steel과 SCI는 슬림플로어 보를 개발하였다. 슬림플로어 공법은 1990년대 초반부터 유럽의 주요 선진국에서 많은 관심을 갖고 개발하여 온 건축 구조 부재의 한 형태로 2000년대에 영국에서는 열간압연 형강 그리고 핀란드에서는 비대칭 용접 형강의 관심이 집중되고 있다. 슬림플로어 공법의 가장 큰 장점은 층고 감소를 토대로 도심 건축물의 최대 10 % 내외의 연면적 증가 효과와 각종 내·외장재의 절감 및 자원의 절약·폐기물 감소효과 등이며 일반 합성보에 비하여 철골보의 노출면이 적어 내화 성능에서도 우수한 장점이 있다. 국내에서도 최근 비대칭 슬림플로어 보와 Deep steel deck를 활용하여 구성하는 합성 구조 시스템인 합성플로어 시스템을 도입하고 있다. 슬림플로어 공법은 슬래브를 철골보 내부에 삽입하여 시공하고 하부 플랜지의 폭이 상부 플랜지와 비교하여 넓은 슬림빔을 사용한다. 슬림플로어 공법의 가장 큰 장점은 층고 감소를 토대로 도심 건축물의 최대 10 % 내외의 연면적 증가 효과와 각종 내·외장재의 절감 및 자원의 절약·폐기물 감소효과 등이며 일반 합성보에 비하여 철골보의 노출면이 적어 내화 성능에서도 우수한 장점이 있다. 국내에 적용된 합성플로어 시스템은 콘크리트에 데크 플레이트와 H형강을 부분 매입하여 내화 피복을 생략하거나 최소화 할 수 있다는 선진 외국의 결과를 그대로 준용하였으며, 국내 실정에 적합한 합성플로어 시스템의 화재 영향성에 대한 검토 및 평가 관련 연구는 충분하지 않은 실정이다. 본 연구는 비대칭H형강이 부분적으로 콘크리트 슬래브에 매립된 합성보가 형상 측면에서 내포하고 있는 화재에 대한 성능적인 기본 장점을 깊은 춤 슬래브와 연동하여 시너지 효과를 극대화시켜 형성하고, 이를 기반으로 화재조건 및 구조적 측면에서 강성에 장점이 있는 성능기반 합성플로어 시스템 내화설계 요소기술 개발에 관한 연구이다. 비대칭H형강을 활용한 합성플로어 시스템이란 현대제철에서 생산중인 ASB와 Deep Steel Decking을 활용하여 구성하는 합성구조 시스템으로 상부플랜지 보다 하부 플랜지가 110mm 큰 H형강을 적용한 층고 절감 공법의 일종인 슬림플로어 공법의 바닥보 전용 구조이다.

본 연구에서 개발하고자 하는 “비대칭H형강 합성플로어 성능기반 최적화 내화설계 요소기술”이란 2006년부터 허용되고 있는 구조물 내화성능설계(KS2848) 기법을 실제 합성플로어 시스템에 적용하기 위하여 관련 선진국(영국, 유럽)의 내화설계 기준인 BS 5950과 Eurocode 4 기준을 준용하여 합성플로어 시스템의 내화성능 평가를 수행하고, 이를 기반으로 국내 실정에 적합한 합리적 내화설계 기준 방

안 및 경제성을 고려한 최소요구피복 도출과 최적 내화성능 확보 방안 제시를 마련하는 연구이며, 본 내화설계 기술개발은 중층부터 초고층 건물에까지 적용되는 합성플로어 시스템의 특성으로 인해 유발될 수 있는 화재로 인한 대형 재난참사를 미연에 방지하고, 재하 하중비에 따른 강성 저하의 면밀한 분석을 심화 열전달 해석과 분석, 그리고 최적화 피복적용을 통해 신뢰할 수 있는 거동 확보를 기반으로 최적 내화설계 요소 기술 개발과 고도의 내화성능 품질이 확보된 건축 구조물의 내화 안정성 기술력의 확립을 추진함에 있다.

표 1.1 슬림플로어 시스템(Slimflor System)

		
Slimflor Fabricated Beam	Rectangular Hollow Slimflor Fabricated Beam	Asymmetric Slimflor Beam

최근의 건설 사업은 생산성 향상・자원 재활용・공장 생산에 의한 품질확보・시공 안정성확보 방안들에 대한 해결 방안이 당면 과제로 부각되고 있으며, 이에 따른 신건설 공법의 개발 추진을 기반으로 하여 공간의 가변성・구조의 안전성・내구성・시공의 편리성・재활용이 가능한 환경 친화 특성과 설계 융통성이 큰 중・장지간 구조가 가능한 합성구조물 개발에 관한 연구가 중점적으로 필요한 실정이다. 합성 철골 구조물의 가장 큰 단점중의 하나인 층고 문제를 보완한 비대칭H형강을 활용한 합성플로어 시스템의 개발을 통해 층고 감소를 토대로 도심 건축물의 최대 10% 내외의 연면적 증가 효과와 각종 내・외장재의 절감 및 자원의 절약・폐기물 감소 효과 등의 장점을 포함하고 있는 층고 절감형 합성 바닥판(합성플로어 시스템)공법 개발이 진행되고 있는 상황이므로 화재 안전성에 관한 연구도 병행되어야 한다고 판단된다.

국내의 합성플로어 시스템 공법개발은 2000년대 이후부터 층고 감소・외장재 절감 ・ 가설공사의 생략으로 인한 공기 감소 ・ 내화 피복재 저감 ・ 건축 연면적 증가 및 서비스 덕트 공간 활용도 등의 많은 장점을 포함하고 있어서 선진 외국에서 많이 사용되고 있으며, 유럽의 경우 1990년대 초에 이미 합성플로어 시스템의 설계 기준 및 시공 지침이 개발되어 실제 건축물에 적용하기 위한 내화성능 평가 및 내화설계 요소기술개발에 관한 연구가 활발하게 수행되어지고 있다. 그러나, 국내에 적용된 합성플로어 시스템은 콘크리트에 데크플레이트와 H형강을 인

입하여 내화 피복을 생략하거나 최소화 할 수 있다는 선진 외국의 연구결과를 국내 실정을 고려하지 않은 상황에서 그대로 준용하였으며, 국내 실정에 적합한 고온영역 하에서의 합성플로어 시스템의 화재 영향성에 대한 전반적인 검토 및 평가 관련 연구는 전무한 현실이다.

표 1.2 일반 철골조 & 합성플로어 구조적 특성

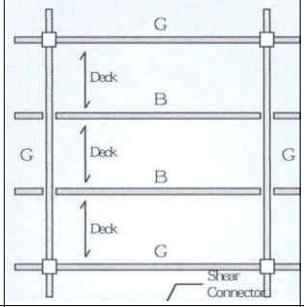
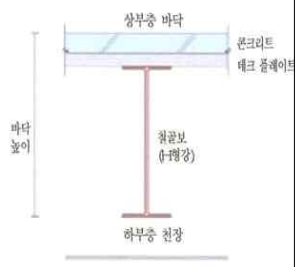
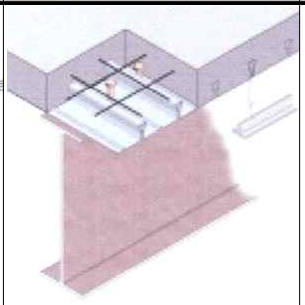
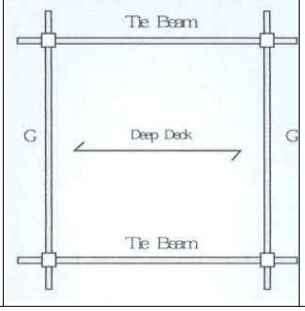
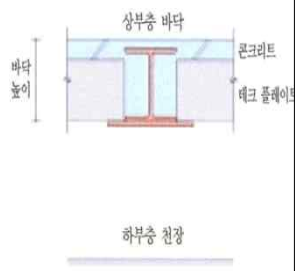
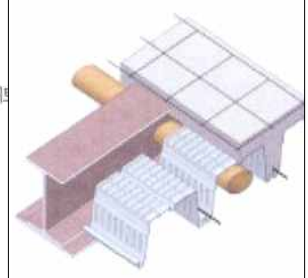
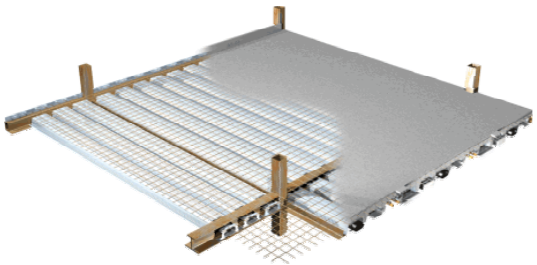
구분	골조평면	단면	입체도	적용구조
일반 철골조				기둥 큰 보 작은 보로 구성
합성플로어				기둥, 큰 보로 구성됨 (작은보의 생략으로 층고절감)

표 1.3 합성플로어 적용시 구조 단면

합성플로어 시공	합성플로어 시공 후 단면
	

비대칭H형강을 활용한 합성플로어 시스템을 사용하는 관련 선진국의 경우에는 다양한 단면 형상의 고강도 강재를 주요 보로 춤이 깊은 데크플레이트, 중공 콘크리트 또는 H형강 등을 보조 보로 구성하고 있기 때문에 보통 콘크리트와 SS400 강재의 한정된 단면형상을 사용하며 심화 화재영향 연구가 미흡한 국내의 조건에 대한 심도 있는 검토가 필요하다.

현재 국내에서 적용되고 있는 강재 및 콘크리트의 재료적 내화 특성을 선진 외국 기준인 BS 5950 PT8에서 기술하고 있는 내화 기준과의 비교·분석을 선행하고, 이를 기반으로 하여 국내 실정에 적합하며 실제로 구조물에 적용되고 있는 합성플로어 시스템의 화재조건에 대한 내화 특성을 명확하게 규명해야 할 필요성이 제기되고 있는 실정이다.

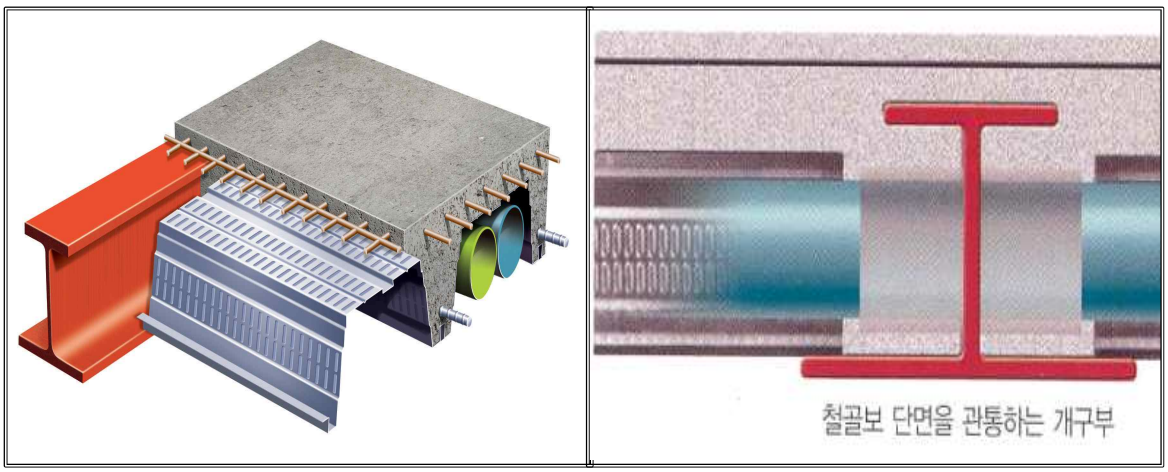


그림 1.1 비대칭H형강 합성플로어 형상 개요

합성플로어 시스템은 표준화재 곡선(ISO Fire Curve 또는 Parametric Fire Curve)을 기준으로 하여 고온 상황에서의 다양한 단면 형상의 열전달 실험과 FE 해석(피복영향 포함) 등을 수행하고 다양한 재하 조건에서 합성구조물의 거동분석 실험과 FE해석을 수행하여 합성시스템의 전반적인 내화거동 향상 방안을 최적 단면 형상 제안과 최적 피복 적용으로 제안하고 중 · 장지간 합성플로어의 내화거동을 수치해석방법으로 증명함에 있다. 또한, 합성플로어 시스템의 장지간 사용 특성을 고려할 경우, 피복 조건에 따른 내화성능을 유지할 수 있는 최대 지간 거리 확보 방안을 도출하고, 최소 피복 조건에서의 구조물 내화성능 향상을 분석하여 유지 보수와 품질관리 및 원가 상승 등의 다양한 문제점을 내포하고 있는 내화 피복제의 사용량 최적화 방안을 제시하고 이를 기반으로 하여 경제성 및 시장성 확보방안을 모색함에 있다.

특히, 내화 피복제의 적용을 최적화하기 위한 성능기반 내화설계 요소 기술 제시를 통해 화재 발생시에도 고품질의 내화성능 유지가 가능한 합성플로어 시스템을 개발함으로서 대형 참사로 이어질 수 있는 화재에 의한 인명 피해를 줄일 수

있는 내화설계지침 제시의 기반을 마련하고, 화재 복구로 인한 보수·보강 공사비의 대폭적인 절감을 통해 국가 예산의 낭비를 막을 수 있을 것이다.

본 연구의 성과는 국내에서 허용은 되어 있으나 기반 설계 기법 및 해석 기술의 미비로 적용에 어려움을 겪고 있는 성능기반 구조물 내화설계법의 활용 방법을 화재조건에 강점이 있는 구조물인 비대칭H형강과 깊은 춤 데크플레이트를 생산중임에도 적절한 적용을 하지 못하고 있는 기업과 연계하여, 관련 선진 외국기술을 기반으로 국내의 기반연구를 한 차원 발전시키면서, 기업의 마케팅에 적절한 활용이 가능하여, 도입된 설계법의 현장 적용 방법을 설명할 수 있는 훌륭한 Pilot 연구과제로 판단된다.

2. 연구개발의 중요성

가. 기술적 측면

■ 비대칭H형강을 활용한 합성플로어 시스템 건축 구조물은 공기단축 및 지반굴착량 감소·층고 감소를 통한 건축 연면적 증가·건축 내외장재 저감·장지간 구조 용이·시공성 향상 등의 장점

■ 대공간화 및 대형빌딩에서 공간의 효율적 사용을 목적으로 한 장지간화 설계경향 등을 충족하기 위해서 국내에 도입

■ 현재 국내 화재 대응 설계 및 응용 기술 수준은 관련 선진국의 내화설계 기술과 비교하여 대략 30년 정도의 기술 격차가 존재

■ 국내 실정에 맞는 내화성능 평가를 수행하지 않은 상황에서 외국에서 개발된 복합 철골 합성구조에 대한 기술도입을 추진하고 있는 실정

■ 국내 구조물의 내화 요구 법규는 사양적 설계법을 기본으로 채택

■ 고려되는 구조 요소가 건물의 용도·크기 및 높이에 따라서 각각 다른 내화요구시간을 제시하고 있는 실정

■ 국내의 사양적 내화 설계 방법으로는 요구된 내화시간에 대응하는 내구력을 확보하기 위하여 콘크리트의 경우에는 최소 크기와 피복 깊이가 요구되며, 강구조의 경우에는 피복 상태에서 최고 온도가 649℃ 이내, 평균온도 538℃로 유지되어야 함

■ 기본적인 거동 사양의 목표로 하고 있는 일률적 설계 지침만 존재함

■ 사양적 설계법은 화재시 구조물의 거동을 고려하는 것에서는 한계가 있기 때문에 발전적인 성능적 내화설계법의 적용이 필요함

■ 사양적 설계법은 최근에 도입된 강재의 단면형상 계수를 고려하여 온도 산정법에 활용(KS F 2848)하려는 초기 연구 단계로서의 움직임은 있으나, 과학적이며 경제적인 구조물의 내화 거동과 연계된 다양한 요소들을 고려한 체계적인 연구와 전체 구조물에 대한 해석 시도는 전무한 실정

■ 2000년대 초반부터 학계에서는 화재 관련 연구의 필요성을 인식하고 다양한

분야에서의 접근을 시도하고 있으나, 전반적인 국내 연구의 수준은 표준화재에 한정된 부재의 거동 분석 및 재료의 부분적 분석에 치중되어 있으며 발전적 성능 분석을 적용하는 수준에는 도달하지 못하고 있음

■ 관련 분야에 대한 연구 자료 및 인적 자원의 부족, 화재연구의 특성상 정부의 적극적이며 체계적인 지원이 필요함에도 불구하고 이에 대한 노력의 부재에 그 원인이 있다고 판단됨

■ 국내의 사양적 내화설계지침에 의한 내화설계 방법만으로는 한계가 있으며, 현재까지 국내에서 산발적으로 수행된 화재 관련 프로젝트는 그 사업의 방향성이 명확하지 않아서 결과물을 실무 설계에 적용할 수 없음.

■ 규모면에서 구조물의 전반적인 화재거동을 설명하기에는 많은 문제점을 내포하고 있는 실정임

■ 국내에 적용되고 있는 사양적 내화 설계법은 화재시 구조물의 안전보장에 대한 한계성으로 인해 발전적 성능 설계법으로의 활용이 필요하나, 이에 대한 과학적·경제적 내화거동 특성분석 및 다양한 요소들을 복합적으로 고려한 체계적인 연구는 미비한 실정임

■ 추가적인 위험요소를 내포하고 있는 합성 구조물의 화재 거동 및 열전달 해석을 기반으로 한 성능기반 화재대응 연구는 극히 미약한 실정임

■ 합성 구조물의 내화 기술력 확보에 대한 관련 연구가 필요한 시점임

■ 합성플로어 시스템은 명확한 내화 설계지침 및 내화성능 평가·화재 관련 연구 및 화재 대응 설계 기술 개발·응용 기술의 향상 등을 기반으로 한 성능기반 내화 설계 요소 기술 개발의 초석을 마련하고 최적 내화향상 방안의 도출을 토대로 실제 건축물 구조에 적용하여야 대형 재난 참사를 미연에 방지할 수 있음

■ 국내의 화재관련 사양적 설계 기준에 대한 분석을 토대로 합성플로어 시스템의 성능기반 내화설계 기준 정립의 기초 연구를 수행하고, 합성 구조물의 내화설계지침의 초석을 마련하여 고층 건축물의 내화기술력 확보와 국가 경쟁력 제고 및 국민의 복지향상을 가능케 할 것임.

나. 경제·산업적 측면

■ 합성플로어 중·장지간/초고층 구조물에서는 화재 발생시 구조물 붕괴·유독가스로 인한 대규모 인명 피해의 재난 발생이 유발될 수 있음.

■ 적절한 성능기반 화재안전 기술적용을 통한 인적·물적 손실 및 복구비용의 최소화를 위한 요소 기술 개발의 필요성이 제기되고 있음.

■ 합성구조물에 대한 비용 효율적(cost-effective)이고 이용객의 안전을 담보할 수 있는 성능기반 화재안전 최적화 내화설계기술 개발이 절실히 요구됨.

■ 초고층/장지간 건물에 적용되는 합성플로어 시스템의 특성으로 인해 유발할

수 있는 화재로 인한 대형 국가적 재난참사를 미연에 방지

■ 내화설계수행기반 유관산업(피복소재&생산설비&시공비용 등)의 활성화를 위한 최적 내화 피복 설계 기술 개발이 필요한 시점임.

■ 건축물의 화재대응 안전성 확보를 위한 관련 전문가들의 지속적 연구가 수행되어 왔으나, 다양한 요소의 복합 상관관계로 인해 발생되는 화재의 속성상 완벽한 화재 안전 성능 확보를 위한 방안제시에 기술적 어려움이 상존함.

■ 개별적인 설계 특성을 내포하고 있는 합성 구조물의 특수한 상황을 만족시킬 수 있는 고도화된 화재안전전략 및 성능설계요소기술을 개발하여 최적의 화재안전설계방안, 화재영향 평가기술 및 인명 안전성 확보 방안에 대한 고찰이 필요한 시점임.

■ 콘크리트가 양생된 후 서로 일체가 되어 철근의 양을 줄일 수 있는 장점을 갖고 있는 데크플레이트는 강재의 비내화 특성으로 인해 현행 법규상 별도의 내화성능인정을 받아야 내화 구조물에의 적용이 원칙적으로 가능함.

■ 기존의 합성 구조용 데크는 통상 4.0M 이하의 경간에 주로 사용되었음.

■ 관련 산업기술의 향상으로 인해 장지간 구조물에 적용이 가능함.

■ J.F-DECK(DEEP DECK)의 개발로 6.0M ~ 9.0M까지의 장지간에서의 적용이 가능하게 된 실정임.

■ 국내에서의 내화인정실험(한국건설기술연구원의 획일화된 보 가열로의 규격)은 최대 4.0M인 점을 고려하면 장지간 적용이 가능한 J.F-DECK의 직접적인 내화 실험 및 인정은 불가능한 실정임.

■ 내화 피복을 추가로 시공하기 때문에 공사 원가의 증가와 내화피복 시공에 따른 공기 지연, 폐기물의 발생과 분진에 의한 환경 오염 등의 부가적인 문제가 발생함.

■ 현행 국내 내화구조 인증체제에서 J.F-DECK(DEEP DECK)와 같은 신기술・신공법은 내화 구조로서 인정되지 못함.

■ 관련 문제점을 해결하기 위해서 화재성능 평가를 통한 관련지침 및 규정을 개발해야 함.

■ 성능기반 내화설계기술을 기반으로 구조용 합성슬래브의 장점과 장지간 구조물에 적용할 수 있는 DEEP DECK의 장점을 활용할 수 있으므로 기술 경쟁력 상승으로 인한 수요가 더욱 증대될 것으로 전망됨.

■ 성능기반 화재안전 내화설계 요소기술의 개발을 통해 합성플로어 현장시공 적용성 향상 및 활용성 극대화, 보수・보강 공사비의 대폭적인 절감, 국가 예산의 낭비억제 및 효율성 제고 및 국가 기술 경쟁력 확립에 기여할 수 있을 것으로 사료됨.

다. 사회·문화적 측면

■ 최근 Windsor 타워 화재 붕괴(스페인, 2005), 대구지하철 참사 (한국, 2003), World Trade Center (미국, 2001)의 테러, 서울 홍제동 주택화재(한국, 2001) 등과 같은 사고로 인해 국내 구조물의 화재안전에 대한 관심이 증가함.

■ 구조물 화재안전과 관련한 적절한 연구가 필요하게 되었음.

■ 화재 통계 연보의 최근 10년간 국내 화재 현황(1995 ~2004)을 살펴보면

- 지난 10년 화재 건수는 매년 연평균 4.3%씩 증가하여 1995년도에는 26,071건, 04년도에는 32,737건으로 증가하여 '95년에 대비 25.6% 증가하였으며, 전체 화재 중 건축물 화재가 연평균 82.1%로 가장 큰 비율을 차지하고, 차량 화재가 17.6%를 차지하여 전반적으로 건축물 화재에 대한 근본적인 대책 방안이 필요하다고 판단됨.
- 건축물 화재는 '95년도 21,546건에서 매년 연평균 4.3%의 증가율을 보여 '04년도에는 26,620건이 발생하여 '95년도 대비 23.5%가 증가하여 지난 10년 동안의 건축물 화재 방지 대책에 관한 노력이 결핍된 것으로 판단되며 이에 대한 개선방안으로 성능기반 건축물 화재대응 설계지침 제정 및 건축물 내화성능 향상방안에 대한 관련 연구가 필요한 시점이라고 판단됨.

표 1.4 최근 10년간 원인별 화재 현황

구 분	'95	'96	'97	'98	'99	2000	2001	2002	2003	2004	증감율
총화재	26,071	28,665	29,472	32,664	33,856	34,844	36,169	32,966	31,372	32,737	4.3%
건축물	21,546	23,106	23,743	27,168	28,253	28,846	30,078	27,102	25,235	26,620	4.3%
차량	4,485	5,431	5,606	5,377	5,487	5,871	5,973	5,794	6,049	6,012	4.9%
선박	40	127	123	118	115	127	117	70	88	103	14.9%
항공기		1		1	1		1			2	

- 인명 피해(사망, 부상자)는 지난 10년간 연평균 4.2 %씩 증가하였으며, '04년도에는 2,304명의 인명 피해가 발생하여 '95년도의 2,219명의 인명 피해 대비 3.8%가 증가한 것으로 분석됨.
- 재산 피해는 연평균 1,425억 1천 5백만 원의 손실액이 발생하였으며, 연평균 2.1%의 증가 추세를 나타내는 것으로 분석됨. 이것은 1일 평균 화재는 87.3건・사망 1.5명・부상 4.9명・재산 피해 3억 9천만 원이 발생하는 것으로 화재에 의한 국가적 경제 손실이 매우 큰 것으로 분석되며, 이에 대한 범국가적 대책 마련이 시급하다고 판단됨.

■ 인명 및 재산 피해는 꾸준히 증가하여 최근 10년간 매년 4.2%의 증가함.

■ 고층 빌딩의 아파트나 오피스에서의 사고가 증가하기 때문으로 판단됨.

■ 대형 화재와 일반 화재를 비교했을 때 빈도에 비해 대형 화재가 상당히 높은 피해 규모를 보이므로, 대형 화재의 발생 가능성이 잠재되어 있는 장지간/고층 빌딩과 같은 대형 구조물에 대한 방재 안전의 필요성이 부각됨

표 1.5 최근 10년간 경제적 화재피해 현황

구분	건 수	인명피해(명)		재산피해 (백만원)	소실면적 (㎡)	소실 동수	이재 가구	이재 민수
		사 망	부 상					
연평균	31,882	554	1,788	142,515	1,486,211	17,296	1,676	4,536
2004	32,737	484	1,820	146,634	1,463,481	16,290	1,301	3,264
2003	31,372	744	2,089	151,590	1,598,006	15,522	1,258	3,130
2002	32,966	491	1,744	143,447	1,382,200	17,046	1,535	3,961
2001	36,169	516	1,860	169,750	1,484,627	18,155	1,896	4,897
2000	34,844	531	1,853	151,972	1,373,108	19,109	1,816	4,794
1999	33,856	545	1,825	166,426	1,277,287	17,300	1,824	5,161
1998	32,664	505	1,779	159,721	1,224,365	21,318	1,555	4,103
1997	29,472	564	1,631	121,712	1,297,642	16,982	1,866	5,025
1996	28,665	589	1,634	113,148	1,159,018	16,580	1,877	5,500
1995	26,071	571	1,648	100,745	2,602,371	14,657	1,835	5,526
증감율	4.3%	0.6%	3.8%	2.1%	12.8%	3.1%	-0.1%	-1.6%

■ 장지간 건물에 적용되는 합성플로어 시스템 구조물을 국내 구조물에 적용하기 위해서는 국내 현실에 적합한 내화성능에 관한 연구가 필요함.

■ 선진 외국의 경우 최근 10년간 화재 피해의 증가는 정체하고 있으며, 특히 미국의 경우에는 1991년대에 비하여 최근 11.7%의 화재 피해 감소 추세에 있음.

■ 선진 각국에서는 건축물 시설 화재를 국가적 재난 방지 차원에서 화재 안전 평가, 설계 및 제도를 주요 내용으로 하는 시설물 화재 안전 시스템을 구축함.

■ 대규모 화재 사고를 발생시키는 고층 빌딩에서의 화재 발생 및 사상자 수를 살펴보면 화재 발생 빈도는 건축물 수 등의 물리적 양에 비례함.

■ 방재 시스템의 질을 평가할 수 있는 사상자/화재 사건은 화재안전 선진국에 비해 현저히 낮음.

■ 화재 피해로부터 국민의 생명과 재산을 효과적으로 예방, 조치할 수 있는 화재안전기술 확보가 필요함.

■ 화재안전 기술 확보를 기반으로 다양한 강점을 갖고 있는 합성구조인 합성플로어 시스템의 상용화 및 경제성・기술력 확보가 가능

표 1.6 고층건물 화재사건 발생수와 사상자 수('60-'93)

국가	화재 발생수	사상자 수	평균 화재발생빈도 당 사상자 수
미국	226	590	2.6
캐나다	11	26	2.4
멕시코	2	4	2.0
푸에르토리코	1	96	96.0
브라질	3	202	67.3
콜롬비아	1	4	4.0
프랑스	1	2	2.0
필리핀	1	10	10.0
일본	1	32	32.0
대한민국	2	201	100.5
인디아	1	1	1.0

■ 화재로 인한 대형 재난참사 및 경제적 손실의 제어가 가능할 것으로 판단됨.

■ 화재관련 선진국들은 최근 30여 년간 발전된 화재설계 기술에 관한 연구기반을 착실히 닦아 놓고 있으나, 국내에서는 이러한 연구기반이 거의 전무한 상태임.

■ 학계·산업계에서는 아직도 제한적인 기초연구 수행 단계이며, 화재 관련 설계 규정 역시 미비한 상황임.

■ 지난 10년간 국내 화재 발생건수는 연평균 6.8% 증가(인명피해 14.3%, 재산피해 170% 증가)했으며 화재로 인한 피해 역시 증가하는 추세이나, 미국·일본 등과 같은 화재에 관한 연구를 많이 한 선진국들의 경우 같은 기간 동안 오히려 화재 피해 증가율이 정지한 실정임.

■ 국내에 각종 건축물의 화재 안전 설계기술의 보급과 활용을 통해 국가 주요 건축물의 대형화재 사고예방 및 경제적 손실의 저감을 가능하게 할 필요가 있음.

■ 화재피해 규모를 대략 30%로 감소할 경우, 사망자(94명/년)와 피해액 (159억원/년)의 저감 효과가 부가적으로 발생할 것으로 추정됨.

제 2 절 연구개발의 내용 및 범위

건축 구조물의 성능설계를 수행하기 위해서는 크게 두 가지로 구분 된다. 먼저 건축 구조물 실내의 가연물에 의해 발생하는 화재시나리오를 정의하는 연소적 측면에서의 성능설계와 구조체의 내화성능을 확인하고 내화성능을 향상시키는 방안에 대한 내화구조적 측면의 성능설계가 필요하다.

이에 본 연구에서는 내화구조적 측면에서의 성능설계를 수행하고자 하였으며,

- Step-1: 구조 대상자체의 내화성능을 파악하고,
- Step-2: 파악된 내화성능의 향상방안을 모색,
- Step-3: 이러한 향상방안이 화재시나리오(ISO)에 의한 위험도를 극복할 수 있음을 실험 및 해석을 통해 검증하고자 하였다.

그러므로, 다음과 같은 3가지 단계로 성능적 개념을 도입하여 다음과 같이 연구를 진행하였음.

① 비대칭 H형강 합성플로어 공법의 내화성능을 파악하여 성능설계 수행을 위한 대상목적물의 내화성능(무피복, 형상설계, 장지간)을 정의,

② 성능적 개념을 도입한 단면형상설계를 수행하여 대상공법의 내화거동(81분→160분)을 고도화 하고자 하였으며,

③ 대상공법의 현장적용을 위한 내화구조 안전성 확보를 위해 지간길이 변경(4.5m→7.5m)에 의한 영향성을 검토하는 실증실험을 수행하여, 국내에서는 최초로 스팬 변화에 따른 대상공법의 영향성을 제시하였다.

가. 비대칭H형강 활용 합성보의 최대내화강성확보를 위한 최적화단면형상 연구

■ 화재조건에서 구조물 단면의 온도 상승은 화재에 대한 노출 단면적 대비 전달된 열량을 흡수할 수 있는 체적의 비율을 기반으로 분석이 가능함

■ 형상비가 크면 단면의 온도 상승이 빨라지며 적으면 그 반대가 됨.

■ 합성보에서 콘크리트는 강재보다 그 열전달 속도가 현저히 낮으며, 관련 열역학적 특성과 재료의 고온 물성 특성을 기반으로 합성보의 형상을 심도 있게 연구

■ 국부 단면이 매립된 비대칭H형강 활용 합성보에서는 화재 조건에서 매립된 강재의 강성 저하를 최소화한 경제적인 구조물 내화 설계 기법의 도출이 가능함.

나. 구조물 화재거동FE해석 및 설계기법제시

■ 보 및 슬래브 구조물 화재거동 성능실험은 인증시험용인 4.2 m 이상의 부재에서는 막대한 연구비의 투자 없이는 현실적인 어려움이 상존함.

■ 이러한 문제를 극복하기 위한 성능기반설계기법 개발을 위하여 관련 선진국

에서는 중·장지간 보 및 슬래브 구조해석과 3D 실대형 구조물 내화 설계를 기반으로 FE해석기법 개발을 위한 연구 분석을 수행하고 있음.

■ 국내 성능기반설계를 가능하게 하고, 국가 경쟁력확보 및 기술 자립화를 고취하기 위해서 현장실무에 적용할 수 있는 설계지침서 제시를 위한 관련 내화설계 기술개발이 필요하다 판단됨.

다. 비대칭H형강 및 깊은 춤 3D 합성플로어 시스템 최적 모듈화 내화설계 기법 제시

■ 지난 20년간 내화구조 연구 분야 관련 선진국의 연구 동향은 구조물 붕괴를 위협하는 기둥의 내화피복 설계는 보수적인 방향으로 수행하고 있음.

■ 화재구획 보전이 주목적인 보 및 3D 플로어는 경제적·합리적인 최적 내화피복 설계기법의 개발로 그 연구 방향이 추진되고 있음.

라. 내화피복의 고온물성 분석 및 성능고도화 연구

■ 성능기반구조물 내화설계에서 기존의 사양적 방법과의 주요 차이점중의 하나는 내화피복의 최적화 적용이 가능하다는 점임.

■ 기존 국내 내화피복성능평가가 열전도 성능평가에만 치중된 것과는 다르게 고온거동에 대한 적절한 거동성능 검증이 필요함

■ 영세한 국내 피복업체를 위하여 연구 기반이 있는 국가출연연구소/공인인증기관이 본 과제를 기반으로 고온 물성의 분석을 토대로 한 성능향상 최적 피복설계기법과 성능고도화 기술의 지원이 필요함.

마. 구조물 및 내화피복의 화재성능기준 제시

■ 성능기반 설계는 정확히 제시된 목표 성능기준을 다양한 설계방법으로 만족시키는 것이 그 기법의 근간을 구성하고 있음.

■ 국내 내화성능설계에서는 구조물의 거동기준 및 내화피복의 성능기준이 적절하게 제안되어 있지 못한 실정임.

바. 구조물 성능기반 내화설계 적용기법 및 지침(안) 제시.

■ 성능기반 구조물 내화설계기법이 허용되어 있음에도 국내의 기반연구 및 설계기술의 미비로 그 적절한 활용에 어려움이 상존하는 실정임.

■ 본 과제와 같은 최적화 및 설계지침을 제안할 수 있는 연구는 현재 건설분야의 다양한 기업들이 요청하는 실용설계 기술로의 적용이 직접적으로 가능함.

■ 다른 형태의 유사 구조체에 적용될 수 있기 때문에 파급 효과가 막대하리라 예상됨.

제 2 장 국내·외 기술개발 현황

제 1 절 국내 기술 및 산업 동향

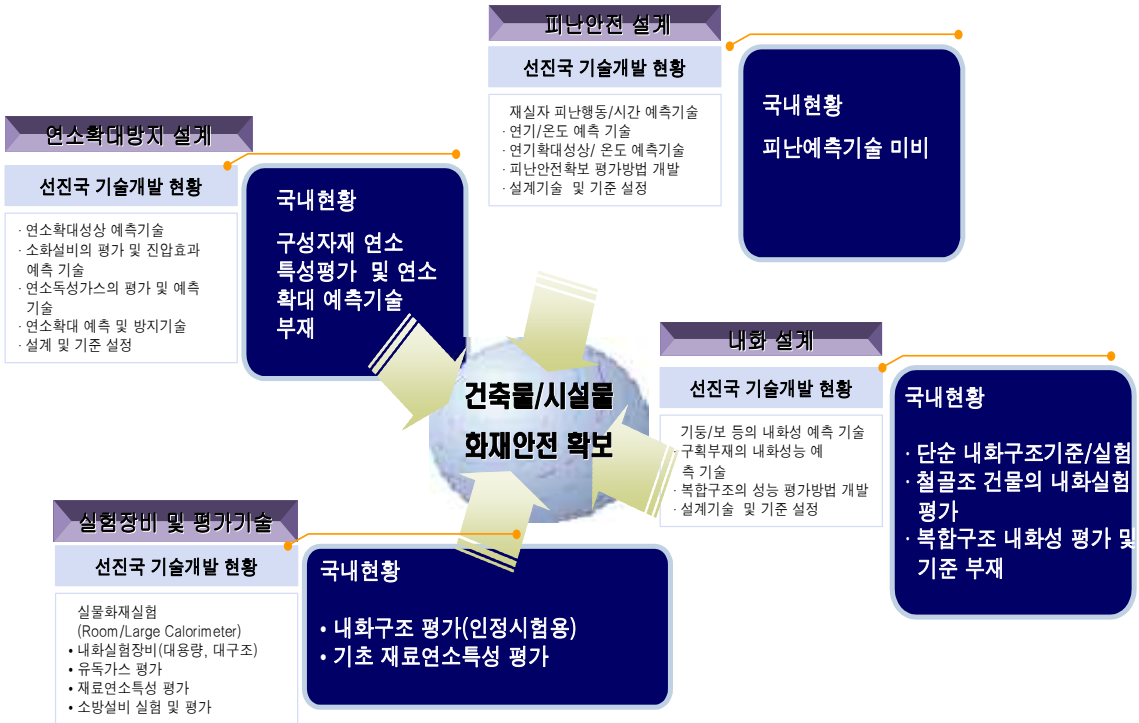


그림 2.1 국내·외 기술동향

국내의 화재안전기술은 선진 외국의 화재관련 시험·예측·평가·관리능력 대비 30~40% 정도에 머물고 있는 실정이며, 화재 취약 시설을 대상으로 부분적인 연구는 수행되었으나 건축물의 특성에 관한 실질적인 연구는 이루어지지 않고 있다. 한국건설기술연구원에서 최근 4년간 국내의 화재안전기준에 대한 법규 제정 및 개정 연구를 추진하고 있으며, 학계에서도 화재 안전성 확보를 위한 연구가 진행되고 있지만 특정 부분에 국한되어 있기 때문에 선진국의 화재 관련 기술 수준에 비해 미비한 실정이다.

철골 또는 철근콘크리트구조의 합성슬래브 공법은 공기단축과 원가절감 및 공기단축, 현장개선 등의 필요성에 의해 데크플레이트를 통상적으로 사용하며, 그 종류는 거푸집용/합성구조용 데크플레이트로 분류된다.

합성 구조용 데크는 콘크리트가 양생된 후 서로 일체가 되어 철근의 양을 줄일 수 있는 장점이 있으나, 현행 법규상 별도의 내화성능인정을 받아야 한다. 또한 이러한 합성 구조용 데크는 통상 4.0M 이하의 경간에 주로 사용되나, 장지간 구조

물에 적용이 가능한 J.F-DECK(DEEP DECK)의 개발로 6.0M ~ 9.0M까지 적용이 가능하게 된 실정이다.

국내에서의 내화인정실험은 최대 4.0M인 점을 고려하면 장지간에 적용이 가능한 J.F-DECK의 직접적인 내화실험 및 인정은 불가능한 실정이며 이러한 경우 내화피복을 추가로 시공하여야 함으로 공사 원가의 증가와 내화 피복 시공에 따른 공사 기간의 지연, 폐기물의 발생과 분진에 의한 환경오염 등의 문제가 발생한다.

국내의 초기 내화구조용 합성 데크플레이트는 KEM DECK PLATE로 1998년 방재시험연구소에서 처음으로 시험 및 인정이 시작되었다. 당시 내화시험 기준인 KS F 2257은 일본의 JIS규정과 동일한 규격이며, 1999년 개정된 규격은 ISO 834-1을 기초로 작성되었다. 2006년의 일부 개정안에서는 성능 설계식에 따른 검토가 가능하도록 외국과의 격차가 좁아지고 있다.

한국산업규격에 의한 내화인정도 가능하여 KS F 1611-4에서는 KEM DECK, HI DECK II가 내화규정을 취득하여 추가적인 내화구조의 인정 없이 사용이 가능하게 되었다.

표 2.1 국내 합성보 적용 데크플레이트 개발 현황

명칭	개발연도	개발내용
NEC DECK 개발	1994년	FLUTED TYPE: 데크 단부 가공으로 별도의 부속자재(END CLOSURE)가 필요 없는 데크. 1994년 HI DECK I 개발
HI DECK I 개발	1994년	FLAT TYPE: 데크 단부 가공으로 별도의 부속자재(END CLOSURE)가 필요 없으며, 상부면이 FLAT하여 철근배근이 자유로운 데크
KEM DECK 개발	1997년	FLUTED TYPE: 내화구조용 합성 데크플레이트. 건설교통부 건설신기술 지정(115호), 내화구조지정(건교부), EM(Excellent Material)-MARK취득(방재시험연구소), 구조성능보고서(대한건축학회)
HI-DECK II 개발	2000년	내화구조인정(건설기술연구원),구조성능실험(건설기술연구원), 소음 및 진동 성능보고서(경희대)
TRUSS DECK 개발	2001년	철선일체형 데크로서 철선 KS취득 (한국표준협회)
J.F(JOINT FLOOR)-DECK 개발	2002년	SLIM FLOOR SYSTEM용 DEEP DECK. 구조성능보고서(건설기술연구원), 건설교통부 건설신기술 지정(393호)
DECK SLAB SYSTEM개발	2003년	2WAY DECK SLAB SYSTEM개발 (특허등록)
NT DECK 개발	2004년	NEW TRUSS DECK 개발(특허등록). 우수제품등록(조달청), 신제품(NEP)인증(산자부), 구조기술인증((사)한국건축구조기술사회), 건축성능인정(대한건축학회)
DECK 내화규정취득	2005년	KEM DECK, HI DECK II 내화규정취득 (KSF 1611-4)

가. 국내 시장 현황 및 예측

합성플로어 시스템은 장지간에 적용되는 구조체이나 현행 인증체계는 최대(4M 정도의 지간거리에서만 내화인증을 제시하고 있으므로, 이에 대한 성능기반 내화설계기술의 개발을 기반으로 장지간으로의 적용이 늘어날 수 있을 것으로 전망된다.

표 2.2 합성플로어 & 일반 철골구조물 경제성 분석

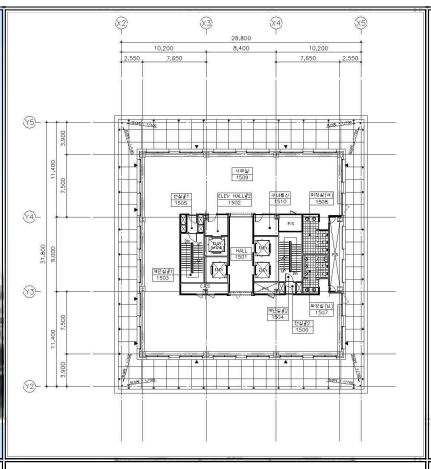
구분		일반철골	합성플로어	대비	비고
건축가능 지상층수		22층	24층		· 상업용[사무실건축] · 층고절감 0.25m/층 · 774평 증가[▲9%] · 141천원 감소[△18%]
바닥면적(평)		387	387		
연면적(평)		8,514[1.00]	9,288[1.09]		
층고(m)		3.90	3.65	[0.94]	
최고높이(m)		95.2	96.9	[1.02]	
사용면적(m)		8,514	9,288	[1.09]	
골조공사비	평당(천원)	790	649	[0.82]	
	전체(백만원)	6,726	6,026	[0.90]	

합성플로어 & 일반 철골 구조물의 시공에 따른 경제성 분석을 수행한 결과 22층 건물 기준 공사비 및 층고 절감효과(층고절감 - 0.25m/층, 사용면적 9% 증가, 골조 공사비 평당 - 18% 감소/전체공사비 - 10% 감소)가 발생하였다.

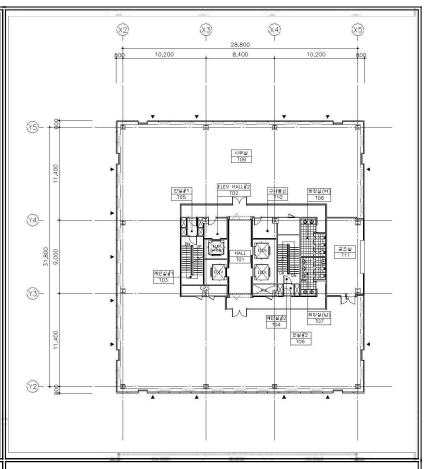
이를 기반으로 철골 공사에 약 10% 정도의 화재안전 내화설계기술이 적용되어 내화성능이 확립된 합성플로어 시스템을 적용한다면, 국내 최근 5년간 공사비용 분석(통계청 조사결과, '01~ '05)을 기준으로 할 경우 약 177억 원의 공사비 절감 효과가 나타날 것이며, 10년 후에는 약 354억 원의 공사비용 절감으로 인한 경제적 상승 효과가 유발될 것으로 예측된다.



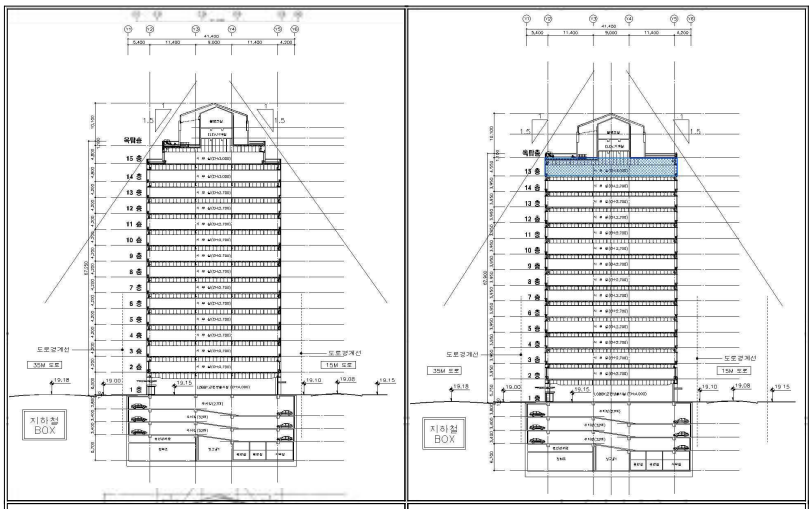
(a) 삼성화재 청량리사옥



(b)적용 전 15층 단위 평면



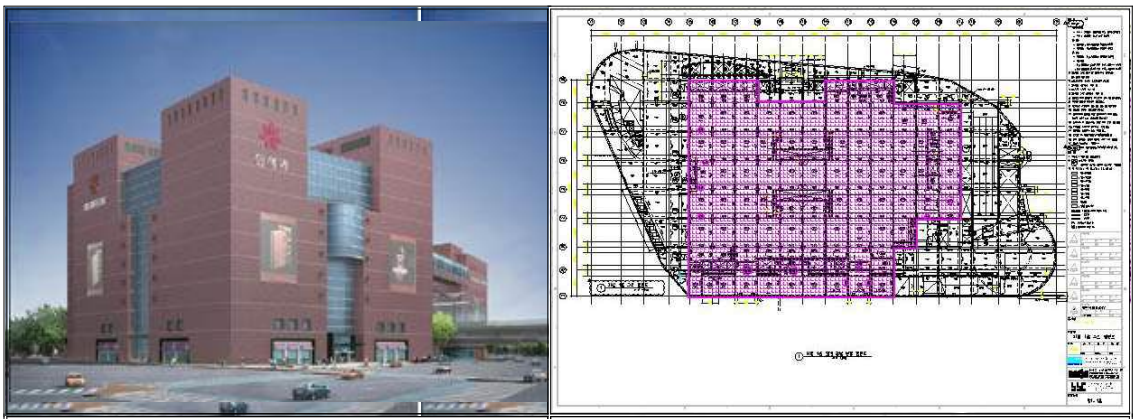
(c) 적용 후 15층 평면



(d) 적용 전 단면도 | (e) 적용 후 단면도

그림 2.2 청량리 삼성화재 합성플로어 적용사례

국내에 시공된 합성플로어의 적용사례를 분석한 결과 삼성화재 청량리 사옥은 일반 철골 구조물로 신축한 것에 비해 층고는 약 4.35m 정도 절감하였으며, 용적률은 23.55%가 증가하는 효과가 발생하였고, 연면적은 약 123평이 증가한 것으로 분석되었다. 죽전 신세계 백화점에 적용된 합성플로어의 층별 층고 절감 효과는 1~2층에서는 발생하지 않으나, 3층부터 발생하여 약 0.4m의 총 층고 절감 효과가 발생하였으며, 장지간 건물에서도 층고 절감 효과가 나타날 수 있다는 적용사례를 보여주었다.



(a) 건물 현황 | (b) 장지간 건물평면도

그림 2.3 죽전 신세계 백화점

이러한 국내 적용사례로 인한 장점에도 불구하고, 합성플로어 시스템이 광범위하게 사용되지 못하는 이유는 현행 인증체계에서는 내화인정을 받지 못하기 때문

에, 피복 도포로 인한 경제성 상실로 인한 타 구조 형식과의 경쟁력 저하에 있다. 그러므로, 국가적 차원에서의 합성플로어의 최적내화설계 지침의 개발에 관한 연구지원이 실행된다면 이러한 성능기반 내화설계기술의 확립을 기반으로 국제적 기술경쟁력 향상이 제고될 수 있다고 판단된다.

표 2.3 삼성화재 청량리 사옥공사와 신세계 백화점 신축공사 비교

<table>
<tr><td rowspan="10">삼성화재
청량리
사옥
신축공사</td><td>구분</td><td>적용 전</td><td>적용 후</td><td>비고</td></tr>
<tr><td>대지면적</td><td>1,719.5㎡</td><td>좌동</td><td></td></tr>
<tr><td>용도</td><td>업무시설,
근린생활시설</td><td>좌동</td><td></td></tr>
<tr><td>층수</td><td>지하4층, 지상15층</td><td>좌동</td><td></td></tr>
<tr><td>건물높이</td><td>67.25m</td><td>62.9㎡</td><td>4.35m 감소</td></tr>
<tr><td>건축면적</td><td>1,022.61㎡[309.34평]</td><td>좌동</td><td></td></tr>
<tr><td>연면적</td><td>18,706.51㎡
[5,658.69평]</td><td>19,111.54㎡
[5,781.24평]</td><td>약 123평
증가</td></tr>
<tr><td>건폐율</td><td>59.47%</td><td>좌동</td><td></td></tr>
<tr><td>용적율</td><td>817.39%</td><td>840.94%</td><td>23.55% 증가</td></tr>
<tr><td>주차대수</td><td>88대</td><td>좌동</td><td></td></tr>
<tr><td rowspan="5">신세계
백화점
신축공사</td><td rowspan="2">구분</td><td colspan="2">층고(m)</td><td rowspan="2">비고</td></tr>
<tr><td>변경 전</td><td>변경 후</td></tr>
<tr><td>1층</td><td>6.4</td><td>6.4</td><td rowspan="4"></td></tr>
<tr><td>2층</td><td>5.4</td><td>5.4</td></tr>
<tr><td>3층</td><td>4.2</td><td>4</td></tr>
<tr><td>4층</td><td>4.2</td><td>4</td></tr>
</table>

나. 국내 주요 관련 업체

업체명	업체별 능력	비 고
(주)제일테크노스	- 내화구조용데크 · DEEP DECK : J.F(JOIST FLOOR)-DECK 15만M^2/월 · FLUTED TYPE: KEM-DECK 15만M^2/월 · FLAT TYPE: HI-DECK II 8만M^2/월 - 철근일체형데크 TRUSS DECK, NT DECK 25만M^2/월	건교부건설신기술: J.F-DECK(393호)-건설기술연구원 KEM DECK (115호)-대한건축학회
현대제철	· 국내 최초로 상부플랜지와 하부 플랜지 길이가 다른 비대칭 형상의 압연 H형강을 개발	H형강,앵글 유럽「CE 마크」인증.
상원DMC	철근일체형, 내화구조형 데크생산	
윈스틸	국내 최초 신개념 판금접합공법인 TOX DECK 생산	
동부제강	-플랜지의 상/하 폭 및 두께가 상이한 부등 FLANGE 형강,WEB 편심 형강 -TRUSS 용도의 T형강에 이어 최근 소형 ANGLE, CHANNEL 및 각관을 대체할 수 있는 소형 박육 H형강(50× 45× 3.2× 3.2)의 개발에 성공함.	
삼성중공업(주) (주)제일테크노스	춤이 깊은 합성 데크플레이트(J.F-DECK, 춤 250mm,140mm)를 사용한 층고절감형 합성바닥판 공법	
해동금속(주)	선조립 철선 트러스를 이용한 데크 슬래브 공법	
삼성물산 동국강재 포항종합제철 포스코개발	내화구조용 KEM DECK를 이용한 합성 슬래브 공법	
하이템	· 1996년 국내최초로 무기질 내화도료를 개발 생산 · 인천국제공항, 고속 철도 역사 등 국내 주요 철골구조물에 공급 · 무기질 내화도료의 성능이 대폭 향상 된 NFC-G4 개발	
경동세라텍	· 퍼라이트를 주소재로 한 환경 관련 각종 ITEM의 개발 생산 판매에 주력 · 친환경적인 뿜칠형 및 보드형 철골내화피복재 개발 · 강력한 부착성과 친환경성, 얇은 두께로 인한 종합경제성, 특히 장거리 이송 능력, 일일 시공량, Packing 마모율 등 시공성을 극대화 시킨 최고의 내화피복재인 에스코트 CF-IV 신규개발	

다. 국내 전문가 및 연구기관 현황

항목	전문가	소속기관	기술개발현황	수준 (국외대비)
깊은 춤 데크플레이트	배규웅	한국 건설기술 연구원	내화구조용 합성데크(J.F/ HI DECKII DECK)	50%
	오상훈	RIST	내화구조용 합성데크(ACE DECK)	50%
	김원기	호서대	TRUSS DECK/ NT DECK 구조성능보고서	30%
내화구조 설계	최성모	서울시립대	내화구조용 합성데크(KEM DECK) 합성데크 바닥구조의 내화성능 및 시공표준등 KS규격 제정 연구	20%
	김성배	센구조연구소	TSC 합성보 내화성능 연구	50%
내화성능 평가 기술	민병렬	한국건설기술 연구원	구조부재 내화거동 평가기술	50%
	임홍순	방재시험연구원	구조부재 내화성능 평가기술	40%
구조체/재료 화재거동 예측기술	김흥열	한국건설기술 연구원	고온상황 구조재료 열특성 분석 기술	60%
	유용호	한국건설기술 연구원	고온상황 구조재료 열특성 분석 기술	50%

라. 국내연구 인프라 수준

기술분야	인프라 항목	선진국 대비 인프라 수준				
		부족	다소부족	동등	우월	보다우월
구조·설계 분야	전문인력 보유정도		○			
	인프라 구축정도		○			
	국제 기술협력기반		○			
내화설계분야	전문인력 보유정도	○				
	인프라 구축정도		○			
	국제 기술협력기반	○	○			
내화평가 분야	전문인력 보유정도	○				
	인프라 구축정도		○			
	국제 기술협력기반		○			

마. 국내 기술개발 수준

세부기술 내용	국외 현황 (주요선진국명)	국내 개발 현황	수준 (국외대비)
데크플레이트개발	CORUS(영국) BHP사(호주)	J.F DECK , HI DECK II (건설기술연구원) ACE DECK(RIST 포항산업과학연구원) NT DECK(호서 대학교) KEM DECK(대한건축학회, 한양대, 서울시립대)	80%
내화구조설계	CORUS(영국)	대한건축학회 KS F 1611-4 지정 (영국/국내실험 자료를 참조하여 개발)	50%
성능기반 내화설계 기술	영국, 일본	사양적 설계기준 정립 및 성능기반 내화설계 도입단계(한국건설기술연구원)	30%
내화설계 기준 - EUROCODE 3,4 - BS 5950 Pt8	유럽, 영국	성능기반 내화설계 지침/기준 제정, KS F 2848 (한국건설기술연구원, 대한건축학회)	40%
구조물 화재조건 거동 연구	캐나다 (NRCC,NFL) 미국(NIST) 영국(BRE) 스웨덴 (SNTRI) 일본(BRI)	사양적 설계기반 화재거동 이론기반 연구 (성능기반 화재거동 연구 성과 극히 미비함)	20%
강재 및 합성기둥의 내화거동	캐나다 (NRCC)	축소모형 실험 및 제한된 부재사이즈로의 화재거동 연구(사양적 내화평가)	20%

제 2 절 국외 기술 및 산업 동향

세계 제일의 합성플로어 관련 기술을 가진 영국은 1990년대 초부터 Corus(British Steel)의 전폭적인 지원과 SCI의 우수한 연구 인력의 산-연 협력 관계를 지속시켜 관련 기술력을 향상시켰다.

세부 기술력 확보를 위해 네덜란드의 화재관련 전문기관인 TNO, 영국의 WFRC에서 합성플로어의 내화성능 분석 연구를 수행하였으며, 합성슬래브는 Salford Univ., 합성보 실험은 City Univ.에서 수행하여 최적 합성플로어 시스템 기술력 확보를 달성하였다.

캠브리지 대학에서는 ASB 상현재를 사용한 12 m span Proto-Type Sturb Girder System의 성능실험이 수행되었으며, 4-Bay slim deck System 내화실험이 BRE Cardington에서 수행되었으며, 독일에서는 기존의 합성플로어의 단순 접합

방식보다 진보된 접합 디테일에 관한 연구를 수행하고 있으며, Kaiserslautern 대학에서 SlimDeck에 관한 8개의 슬래브 실험을 실시하였고, 3개의 ASB 관련 실험을 진행하여 SD 255를 적용한 합성슬래브 실험을 Eurocode 4 설계에 접목시켰다.

핀란드는 스웨덴과 함께 1980년 초에 슬림플로어 개념을 최초로 도입하여 개발한 나라로서 합성보의 모멘트 접합부에 관한 연구를 수행하여 Top Hat 형상을 개발하였으며, 최근 델타 빔을 사용한 합성플로어 시스템을 개발하여 접합부를 포함한 부재들의 일괄된 시스템에 의한 부품화·규격화를 추진하여 광범위하게 사용될 기반을 마련하였다.



(a) Major residential project, Bristol

(b) Office building, Perth

(c) Innovation Centre. Berlin

(d) ASB 골조공사

그림 2.4 비대칭H형강 합성플로어 선진외국 적용사례

제 3 장 연구개발수행 내용 및 결과

제 1 절 비대칭H형강 화재거동 특성 분석 및 피복재 성능 고찰

1. 세부구성요소 이론적 고찰

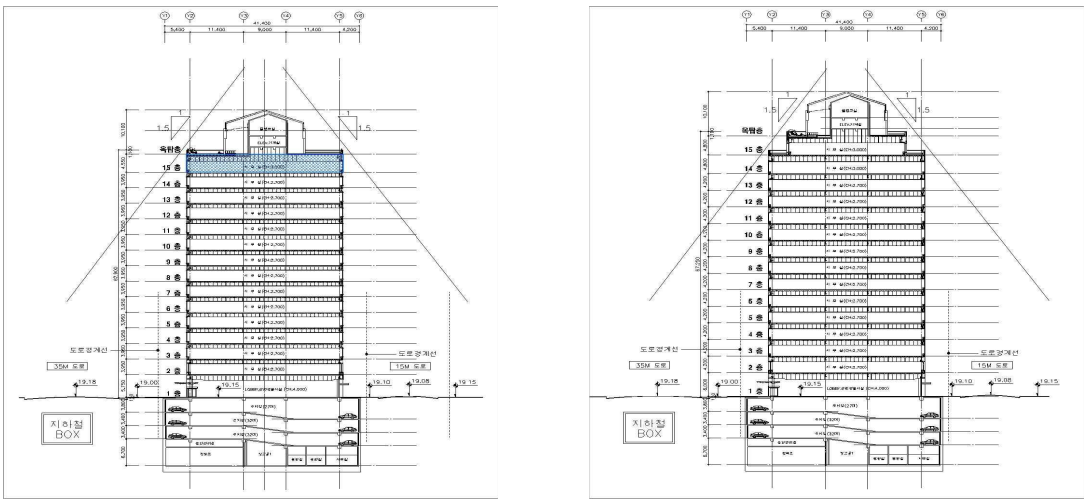
가. 국내사례

(1) 삼성화재 청량리 사옥

삼성화재 청량리 사옥은 지하4층, 지상 15층의 업무시설으로 사선제한에 의하여 최상층이 Setback되어 설계되어 있었다. 슬림플로어 공법으로 설계가 변경된 후 기존 철골조 공법의 경우 보다 층고가 4.35m 감소하여 최상층의 Setback부분이 확대되어 연면적이 증가되었다. (표 3.1과 그림 3.1 참고)

표 3.1 슬림플로어 공법 적용 전후 비교(삼성화재 청량리 사옥)

구 분	적 용 전	적 용 후	비 고
대지면적	1,719.5㎡	좌동	
용도	업무시설, 근린생활시설	좌동	
층수	지하4층, 지상15층	좌동	
건물높이	67.25m	62.9m	4.35m 감소
건축면적	1,022.61㎡	좌동	
연면적	18,706.5㎡	19,111.5㎡	약 123평 증가
건폐율	59.47%	좌동	
용적율	817.39%	840.94%	23.55% 증가



(a) 슬림플로어 공법 적용 전 (b) 슬림플로어 공법 적용 후

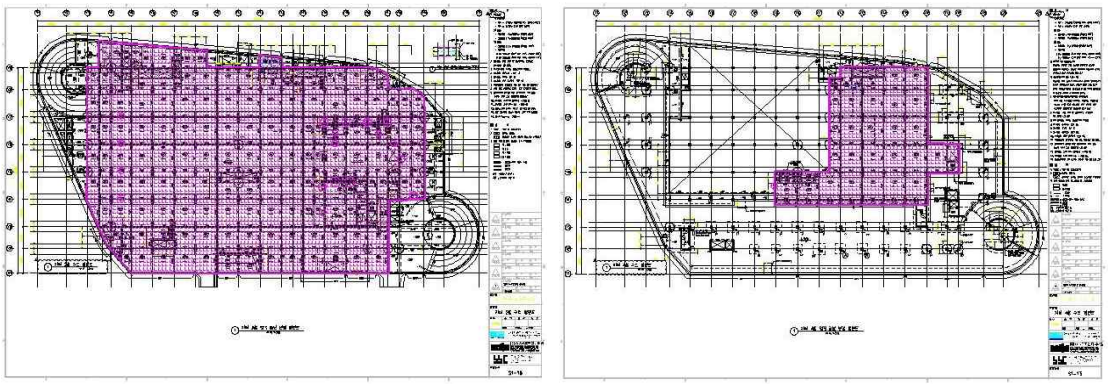
그림 3.1 삼성화재 청량리 사옥 단면도

(2) 죽전민자역사 신세계 백화점

신세계 백화점 죽전점은 주차장 용도의 지하 4개층에 적용되어 층고가 60cm 감소하였다. 층고절감으로 암반 굴착량이 약 5,000㎥ 감소하였고 공기는 약 2.5개월 가량 단축되었다. (표 3.2와 그림 3.2)

표 3.2 슬림플로어 공법 적용 전후 비교(죽전민자역사)

층	층 고		비 고
	변경전	변경후	
B1	6.4	6.4	- 전체 60cm 감소(기계실 20cm 포함) - 지하1,2층은 인접건물과의 레벨 및 연관성을 고려하여 기존 층고 유지
B2	5.4	5.4	
B3	4.2	4	
B4	4.2	4	

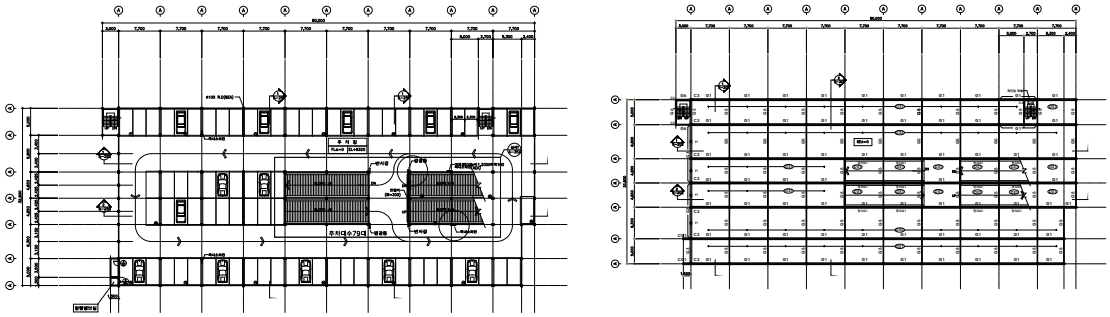


(a) 지하1층~지하3층 (b) 지하4층

그림 3.2 죽전민자역사 평면도

(3) 한국산업기술대학교 주차 건물

한국산업기술대학교 주차장은 3층 4단, 주차대수 340대, 건축연면적은 7,872 ㎡의 자주식 주차 건물로 현대제철의 슬림빔이 최초로 적용된 건물이다. 적용된 슬림빔 사이즈는 SB-320×240×350×14×22가 사용되었고 기둥 간경이 7.7 m이므로 단부 보강이 필요 없었다. 주차장의 경우, 전체 층고가 8 m 이하인 경우, 공작물로써 축조 신고만으로도 설치가 가능하며 건폐율 적용에서 제외되어 대지 활용률이 높다.(그림 3.3)



(a) 건축평면도 (b) 구조평면도

그림 3.3 한국산업기술대학교 주차건물 도면

나. 해외사례

(1) Cardiff Bay 주거용 건물

이 6층 아파트 블록에 대하여 다양한 구조시스템이 검토된 결과 슬림덱 시스템이 채택되었다. 슬림덱은 철근콘크리트 플랫슬래브 시스템보다 자중이 약 40% 감소되므로 기초 파일 개수가 절감되었다. 철골 프레임의 설치, 데크 설치, 콘크리트 타설의 기간은 12주(층당 2주)가 소요되었다. 이는 같은 콘크리트 설계에 비하여 10주 이상 단축된 것이다. 이 6층 건물의 구조는 280ASB100와 SD225데크로 300mm의 deep 합성 슬래브로 구성된다. 데크 공사시 처짐을 감소시키기 위하여 시공시에 서포트가 사용되었으며 5일 후에 제거되었다. 아파트 세대 간 방음을 위하여 세대간벽에는 특수한 상세도가 사용되었다. 이 프로젝트는 2002년 초에 완공되었다.(그림 3.4)



(a) 조감도 (b) 마감전 철골 프레임



(c) 가설지주 시공



(d) 슬림덱에 의한 개공간

그림 3.4 SlimDeck 시스템 공법 적용 건물 예(Cardiff Bay)

(2) ING Bank H.Q

네덜란드 암스테르담의 ING 은행 본사는 9층, 연면적 20,000 ㎡로 전체 건물은 경사진 합성 철골기둥으로 지지된다. 모듈이 대략 7 m × 7 m로 슬림덱에 이상적이다. 280 ASB 136이 사용되었으며 7.2 m 데크 스팬의 처짐을 제어하기 위하여 가설 보조재가 사용되었다. 전체 슬래브 춤은 310 mm로 이는 처짐과 진동 기준을 만족시키는 최소 춤이다. 복잡한 구조물과 현장 조건에도 불구하고 철골공사 중 1,000톤 세우기에 단지 28주가 소요되었다. 불리한 현장 여건과 높은 지하수위가 철골조를 선택하게 한 중요한 이유였다.(그림 3.5)



(a) 조감도



(b) 캔틸레버 구조

그림 3.5 ING Bank H.Q

(3) Central Park in Dublin

Central Park in Dublin의 설계는 RC 구조로 설계되었으나 공기를 만족하는 것이 불가능했다. 컨설팅 엔지니어는 플랫 슬래브와 같은 슬래브 춤으로 22주의 공

기를 단축할 수 있는 SlimDeck 시스템으로 변경하여 요구되는 완공일을 맞출 수 있었다. SlimDeck 설계는 빔과 데크에 대하여 모두 일반적으로 7.5m 스팬으로 구성된다. 이 프로젝트의 경험에서 아일랜드는 지금 SlimDeck 판매의 25 %를 점유하고 있다. 아일랜드는 RC조가 대부분이었다. Cetral Park 프로젝트는 2001 유럽 강구조 설계상을 수상하였다. 전체 슬래브 춤은 325 mm로 원설계의 플랫 슬래브의 춤을 만족시킴과 동시에 자중이 더 가볍고 설비 배치를 위한 공간을 제공한다. 300 ASB 153은 7.5 m까지의 스팬에 사용된다. 7.5 m 스팬의 데크 판넬은 지상에서 조립되어 설치 위치로 양중되어 ASB의 하부 플랜지 위에 설치되어 공기를 크게 단축시켰다. 3,000톤의 철골공사와 데크 설치가 17주만에 완료되었다. 이는 8층 프로젝트에 대하여 전형적인 콘크리트 시공에 비하여 22주를 단축시킨 것이다. 일반 철골조에 비하여 ASB 빔은 하부 플랜지를 제외한 나머지 부분이 콘크리트로 피복되어 있어 내화 피복 공사비가 대폭 절감되었다. 원래 이 건물은 60분 내화 기준을 충족하면 되었고 이때 ASB에 추가의 내화 피복이 필요하지 않았다. 내화 기준이 90분까지 증가했을 때, 빔의 하부 플랜지에 내화 페인트를 도장하고 바닥 슬래브에 추가적인 배근을 함으로서 이를 만족시킬 수 있었다. (그림 3.6)

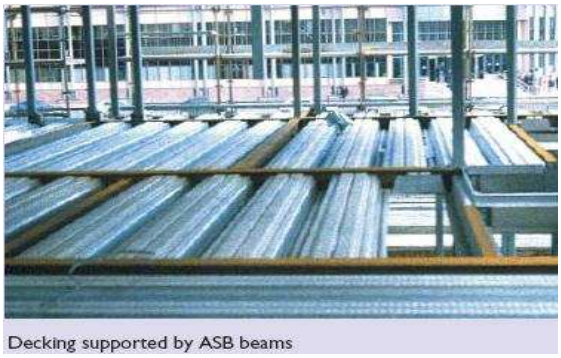


그림 3.6 철골 프레임과 데크(Central Park in Dublin)

(4) Glasgow Residential Building

9m 스팬까지 280 ASB 100 빔과 SD 225 데크가 SHS 기둥과 함께 사용된다. 기둥 단면은 120 mm 각관으로 간막이 벽 안에 맞도록 설계되었다. 각 바닥에서 ASB는 SHS 기둥의 위를 지나가도록 하여 빔의 연속성으로 처짐을 최소화하였다. 위 층 SHS 기둥의 베이스 플레이트는 ASB의 위에 위치한다. ASB는 압축력을 아래층으로 전달하기에 충분할 정도로 강성이 있다. 주거용 건물의 방음성능을 만족시키기 위한 칸막이벽과 천정마감 상세가 사용되었다. (그림 3.7)





(a) 조감도 (b) ASB 빔에 지지된 데크

그림 3.7 Glasgow Residential Building

다. H형강(비대칭) 수요조사 및 시장예측 조사

국내 H형강 시장규모(표 3.3과 그림 3.8)는 2006년 기준으로 2,906 천톤으로 2004년 2,430 천톤 이후 증가하고 있으나 수입 H형강이 증가하여 내수 규모는 2,000 천톤 규모에 머물러 있는 상태이다.

표 3.3 국내 H형강 시장규모 (단위 : 1,000 ton)

구분	2002년	2003년	2004년	2005년	2006년	비고
수요	2,688	2,703	2,430	2,350	2,906	
내수	2,263	2,311	2,220	2,018	2,089	
수입	425	392	210	332	926	

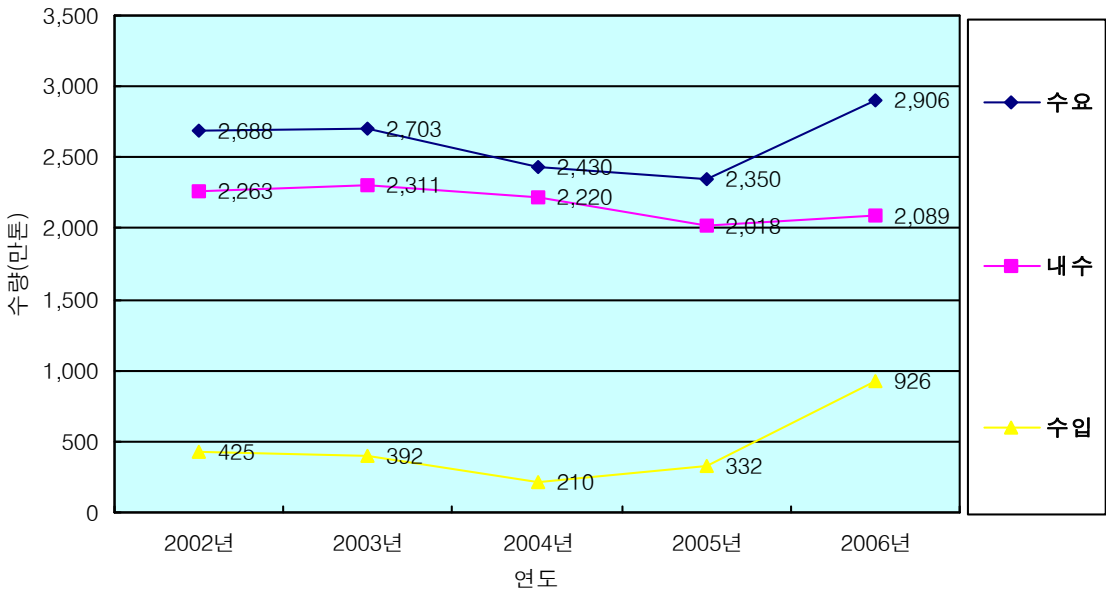
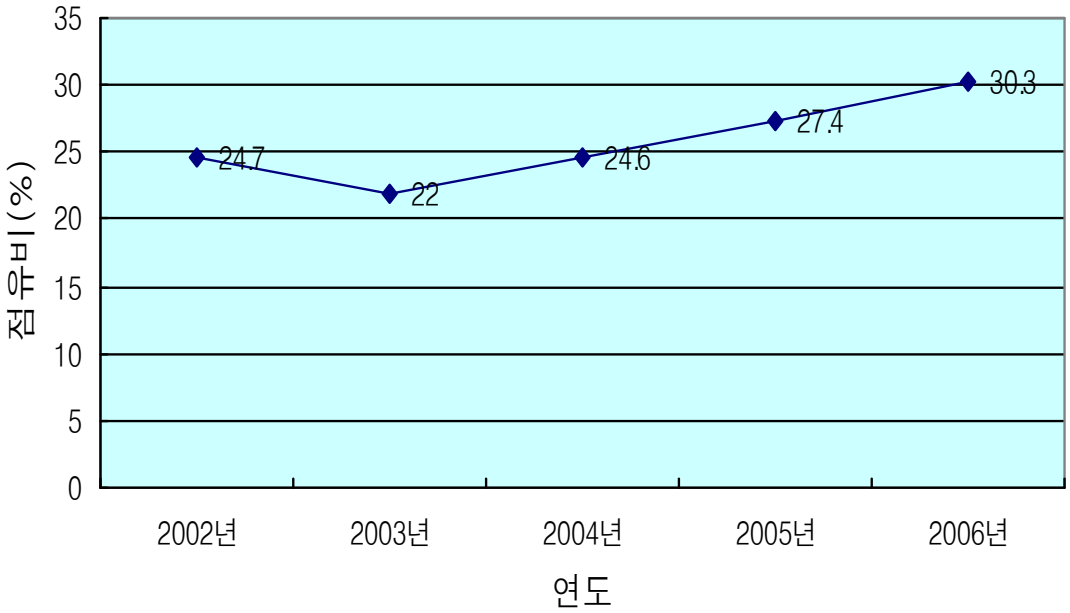
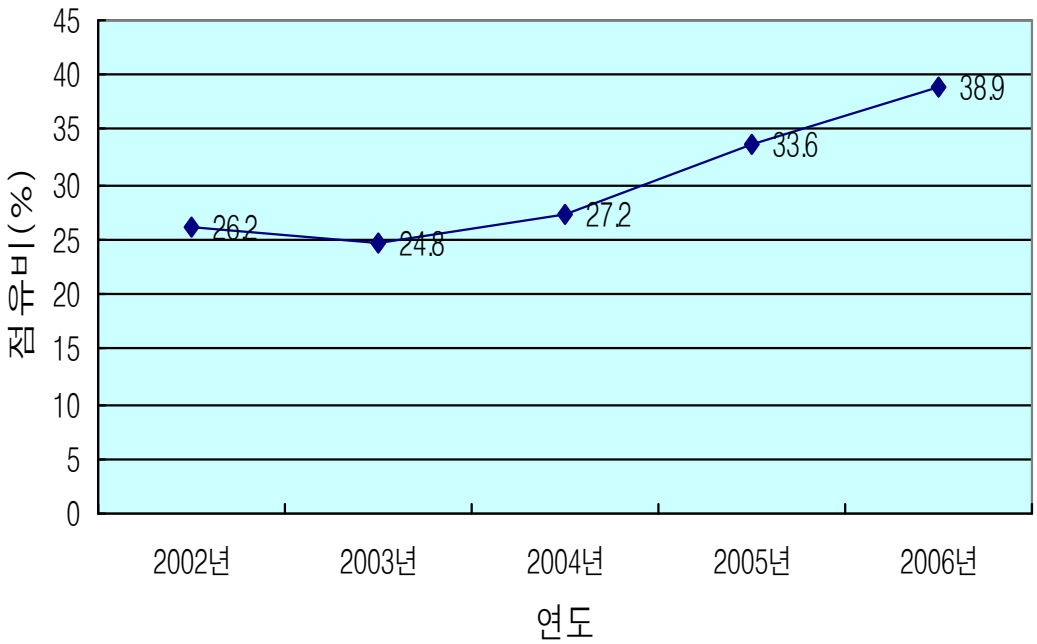


그림 3.8 연도별 H형강 수요 추이

국내 건축의 허가면적과 착공면적 통계(그림 3.9와 표 3.4~3.6)에 따르면 철골조(SRC조 포함) 건축 착공면적 점유비는 2002년 26.2 %(27,570천 ㎡)에서 2006년 38.9 %(33,024천 ㎡)로 꾸준히 증가하고 있다. 이러한 착공 면적의 증가는 국내 시장 규모(표 3.3)가 커지고 있음을 나타내는 자료로 볼 수 있다.



(a) 허가면적 철골조 점유비



(b) 착공면적 철골조 점유비

그림 3.9 연도별 철골조 점유비

표 3.4 연도별 철골조 허가면적 (단위 : 1,000 ㎡)

년도별	구분	허가면적	주거용	비주거용						
					상업용	농수산용	공업용	공공용	문교사회	기타
2006년	전 체	133,421	53,861	79,560	32,570	5,125	16,813	1,148	11,490	12,415
	S+SRC	40,466	1,731	38,736	12,315	4,960	13,883	427	3,393	3,757
	S	31,810	1,212	30,599	7,828	4,954	12,967	134	1,320	3,396
	SRC	8,656	519	8,137	4,487	6	916	293	2,073	362
	%	30.3	3.2	48.7	37.8	96.8	82.6	37.2	29.5	30.3
2005년	전 체	111,506	50,281	61,225	23,368	3,558	13,576	1,350	9,862	9,511
	S+SRC	30,525	1,261	29,265	8,494	3,494	11,309	532	2,742	2,694
	S	24,705	1,064	23,642	5,192	3,487	10,901	386	1,168	2,508
	SRC	5,820	197	5,623	3,302	7	407	146	1,574	186
	%	27.4	2.5	47.8	36.3	98.2	83.3	39.4	27.8	28.3
2004년	전 체	117,461	50,099	67,362	30,966	2,942	14,740	991	8,860	8,863
	S+SRC	28,847	1,112	27,730	9,200	2,846	10,738	364	2,140	2,545
	S	22,421	882	21,539	5,135	2,846	10,069	198	1,069	2,370
	SRC	6,426	230	6,192	4,065	1	669	166	1,071	175
	%	24.6	2.2	41.2	29.7	96.8	72.8	36.7	24.2	28.7
2003년	전 체	142,109	62,128	79,981	45,809	2,646	14,738	732	7,920	8,135
	S+SRC	31,216	1,494	29,706	11,405	2,543	10,825	338	2,254	252
	S	24,148	1,227	22,921	6,716	2,539	10,177	115	1,183	145
	SRC	7,068	267	6,785	4,689	4	648	224	1,071	107
	%	22.0	2.4	37.1	24.9	96.1	73.5	46.2	28.5	3.1
2002년	전 체	138,891	57,315	81,576	49,903	3,277	15,447	535	7,523	4,891
	S+SRC	34,322	1,439	32,883	12,725	3,002	12,394	155	1,936	2,673
	S	27,377	1,167	26,210	7,319	2,997	12,089	74	1,186	2,546
	SRC	6,945	272	6,673	5,405	5	305	81	750	127
	%	24.7	2.5	40.3	25.5	91.6	80.2	28.9	25.7	54.6

표 3.5 연도별 철골조 착공면적(용도별/구조별) (단위 : 1,000 ㎡)

연도별	구분	착공면적	주거용	비주거용						
					상업용	농수산용	공업용	공공용	문교사회	기타
2006년	전 체	84,870	28,433	56,437	20.971	4,804	15,080	715	7,530	7,338
	S+SRC	33,024	1,213	31,811	8,194	4,678	12,999	409	2,483	3,049
	S	27,527	1,027	26,500	5,585	4,676	12,283	143	1,054	2,759
	SRC	5,497	186	5,311	2,609	2	715	266	1,429	290
	%	38.9	4.3	56.4	39.1	97.4	86.2	57.2	33.0	41.5
2005년	전 체	84,187	31,502	52,684	21,764	3,148	13,720	721	6,992	6,339
	S+SRC	28,277	1,147	27,130	8,115	3,096	10,882	458	2,216	2,363
	S	23,025	999	22,026	4,722	3,088	10,496	332	1,176	2,211
	SRC	5,253	148	5,105	3,394	7	386	125	1,040	152
	%	33.6	3.6	51.5	37.3	98.3	79.3	63.5	31.7	37.3
2004년	전 체	91,279	34,587	56,693	27,244	3,129	12,909	529	6,439	6,443
	S+SRC	24,867	1,010	23,857	7,766	3,032	9,140	189	1,694	2,035
	S	19,721	797	18,924	4,564	3,032	8,493	91	827	1,917
	SRC	5,146	213	4,933	3,201	0	647	99	867	118
	%	27.2	2.9	42.1	28.5	96.9	70.8	35.8	26.3	31.6
2003년	전 체	108,965	42,060	66,905	38,270	2,431	13,212	510	7,302	5,181
	S+SRC	26,985	1,091	25,894	9,065	2,340	10,210	218	2,022	1,197
	S	21,294	902	20,392	5,396	2,336	9,582	110	1,050	1,047
	SRC	5,691	189	5,502	3,670	4	628	108	971	149
	%	24.8	2.6	38.7	23.7	96.3	77.3	42.8	27.7	23.1
2002년	전 체	105,120	40,174	64,945	38,000	2,738	13,525	350	5,763	4,569
	S+SRC	27,570	1,172	26,398	9,310	2,505	10,732	93	1,572	1,738
	S	23,065	1,007	22,058	6,063	2,501	10,376	58	960	1,529
	SRC	4,505	165	4,340	3,248	4	356	35	612	209
	%	26.2	2.9	40.6	24.5	91.5	79.3	26.5	27.3	38.0

표 3.6 시.도별/층수별 건축물 현황 (단위 : 동), 2004년

구분	계	1F	2~4F	5F	6~10F	11~20F	21~30F	31F이상
전국	6,356,895	4,154,345	1,984,868	111,012	49,627	49,410	7,525	108
서울	692,337	184,552	443,570	37,297	15,156	9,598	2,108	56
부산	395,256	186,357	189,481	10,207	5,086	2,733	1,358	34
대구	257,090	105,756	141,854	5,135	1,606	2,603	136	0
인천	202,816	93,261	96,463	7,496	2,915	2,275	406	0
광주	135,340	65,739	63,735	2,647	1,151	1,990	78	0
대전	130,219	59,488	64,903	2,240	1,423	1,943	222	0
울산	119,938	66,260	48,873	2,178	1,356	1,122	149	0
경기	905,106	520,279	341,378	18,794	8,328	13,920	2,389	18
강원	340,546	268,116	66,982	2,733	1,223	1,461	31	0
충북	322,006	246,235	67,739	4,005	2,446	1,492	89	0
충남	458,425	386,448	66,506	2,505	1,238	1,624	104	0
전북	379,535	316,206	57,794	2,572	1,081	1,842	40	0
전남	559,147	490,419	63,860	2,070	1,200	1,587	11	0
경북	692,386	581,074	103,630	4,110	1,522	1,940	110	0
경남	627,060	473,946	140,610	5,962	3,129	3,119	294	0
제주	139,683	110,209	27,485	1,061	767	161	0	0

표 3.7 H형강의 예상수요

구분	예상수요(1,000 ton)	산출근거	2006년 착공면적(천㎡)
전체 계	100,000		
상업용	60,000	착공면적 x 15 % x 20 kg/㎡	20,971
주거용	30,000	착공면적 x 5 % x 20 kg/㎡	28,433
문교사회용	10,000	착공면적 x 7 % x 20 kg/㎡	7,530

라. 비대칭H형강을 활용한 다양한 지간길이의 구조물 설계 분석

국내·외의 합성보 설계기법을 근거로 하여 SBF 지간 길이 및 적재 하중에 따른 구조물의 설계분석을 실시하였다. 먼저 국내·외 합성보 설계기법에 대한 이해와 이론적 배경을 파악하였으며 분석에 필요한 대상 부재는 (주) 현대제철에서 제공되는 4가지의 비대칭 H형강을 대상으로 내부 보 간격이 4.5 m, 6 m, 7.5 m인 경우 슬림플로어 합성보의 최대 스팬을 제안하였다.

(1)설계기본사항

적용 설계 기준은 한계상태 설계법(KBC 2005)를 적용하였으며 설계의 기본 가정은 다음과 같다.

- ○ 보는 단순 지지되고 등분포하중을 받는다.
- ○ 슬림플로어 합성보의 공칭모멘트는 소성모멘트 분포로부터 계산한다.
  - 콘크리트의 응력은 $0.85f_{ck}$가 유효 압축구간에 균등하게 분포하는 것으로 가정.
  - 콘크리트의 인장강도 무시.
  - 강재의 항복강도 F_y는 강재단면의 인장과 압축구간을 통해 균등하게 분포.
- ○ 단순지지보의 계산에서 시공 단계는 횡방향으로 비지지되어 있고, 사용단계는 횡방향으로 지지되어 있다.
- ○ 슬림플로어 합성보의 수평전단내력은 Stud Bolt의 저항력과 콘크리트와 철골보의 마찰력의 합으로 계산한다. 콘크리트와 철골보의 마찰내력 f_{sb}는 0.3 N/mm^{2}로 가정한다.
- ○ Stud Bolt의 수평전단내력 V_{sn}은 다음과 같이 계산하며, Stud Bolt의 공칭강도 감소계수 R_q는 일정한 두께의 슬래브에 연결된 경우이므로 1.0을 적용.(본 검토에서는 Stud Bolt 사용하지 않았음.)

설계 분석을 위해 적용된 한계 상태는 표 3.8과 같다.

표 3.8 한계상태의 내용

한계 상태	내 용
강도 한계	$M_u < \phi M_n$, $V_u < \phi V_n$
처짐 한계	$\delta_D < 40$ mm, $\delta_L < L/360$
진동 한계	$f_0 < 4.0$Hz

(2) 슬림플로어 합성보의 단계별 설계절차

○ 시공단계 검토 사항은 불균등하중에 의한 슬림플로어 보의 휨/비틀림과 균등하중에 의한 슬림플로어 보의 휨 그리고 플랜지 플레이트의 휨을 검토한다.

○ 완전 합성보의 설계 휨강도는 설계휨강도는 소성 중립축의 위치에 따라서 소성응력분포로 계산하며 부분 합성보의 설계휨강도는 슬래브의 두께를 합성률 비로 감소시킨 후, 완전 합성보와 같은 방법으로 계산하며 전단강도는 슬림플로어 철골보의 전단 강도만을 사용한다.

○ 슬림플로어 합성보 구조 시스템의 설계에 적용되는 설계 하중 및 외력은 건설교통부령 “건축물의 구조기준 등에 관한 규칙”에 따랐으며 슬림플로어 합성보의 하중 계수 및 하중 조합은 대한건축학회 “건축구조설계기준”을 참조 하였다. 설계에 적용된 하중 계수는 1.4D와 1.2D + 1.6L을 적용하였다.

○ 설계 하중을 산정하기 위하여 콘크리트 자중은 2400 kg/m^3으로 시공하중으로 1.5 kN/m^2을 가정하였다. 분석 대상 슬림보에 작용하는 고정하중은 동일하게 가정하였으며 적재하중은 2.5 kN/m^2, 3.5 kN/m^2, 5.0 kN/m^2, 7.0 kN/m^2으로 가정하여 최대 스팬을 산정하였다. 다음은 최대 스팬을 산정하기 위한 설계하중이다.

- 철골보 : 형강별로 산정
- Conc'+Deck : 4.02 kN/m^2
- 시공 하중 : 1.5 kN/m^2
- 마감 하중 : 1.0 kN/m^2
- 적재 하중 : 2.5, 3.5, 5.0, 7.0 kN/m^2

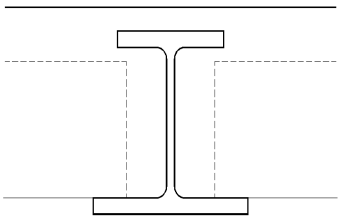


그림 3.10 슬림플로어 단면형태

표 3.9 사용 재료 강도(Material's Specification)

콘크리트	f_{ck} = 24 N/mm2	재령28일기준
철 골	F_y = 240 N/mm2 (SS400)	KSD 3503

상기한 바와 같은 조건을 기준으로 슬림 플로어 합성보의 작용 하중별 최대 스팬을 표 3.9~3.13과 같이 제안하였다.

표 3.10 내부 보 간격이 4500인 경우-최대 스팬(m)

호칭	작용하중별(kN/m²) 최대 스팬(m)			
	2.5	3.5	5.0	7.0
SB312	7.9 (freq)	7.8 (freq)	7.8 (freq, str, δ)	7.0 (str, δ)
SB320	8.2 (freq)	8.1 (freq)	8.0 (freq)	7.6 (δ)
SB328	8.6 (freq)	8.5 (freq)	8.4 (freq)	8.1 (δ)
SB336	8.8 (freq)	8.7 (freq)	8.6 (freq)	8.4 (δ)

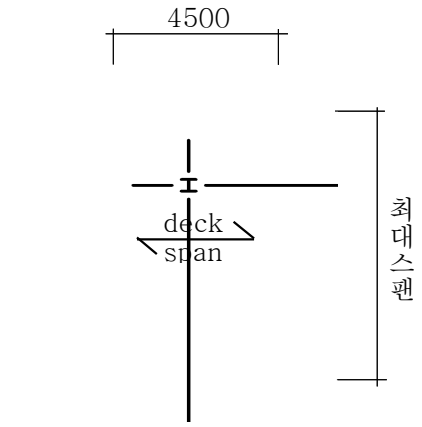
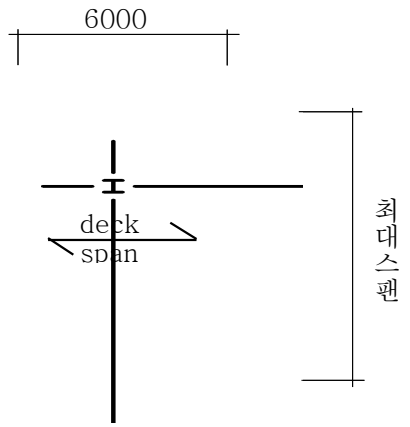
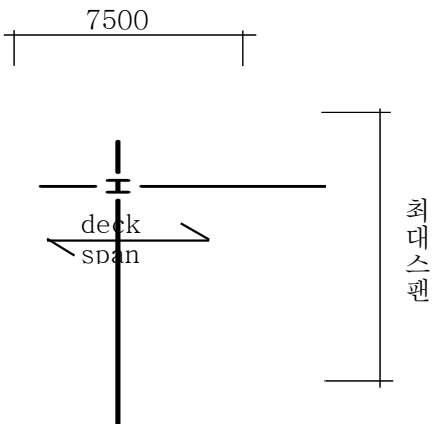
표 3.11 내부 보 간격이 6000인 경우-최대 스팬(m)

호칭	작용하중별(kN/m²) 최대 스팬(m)			
	2.5	3.5	5.0	7.0
SB312	7.2 (freq)	7.1 (freq)	6.7 (str)	6.0 (str)
SB320	7.7 (freq)	7.6 (freq)	7.4 (str)	6.7 (str)
SB328	8.0 (freq)	7.9 (freq)	7.8 (freq)	7.3 (δ)
SB336	8.2 (freq)	8.1 (freq)	8.0 (freq)	7.7 (str,δ)

표 3.12 내부 보 간격이 7500인 경우-최대 스팬(m)

호칭	작용하중별(kN/m²) 최대 스팬(m)			
	2.5	3.5	5.0	7.0
SB312	6.6 (const)	6.6 (const)	6.0 (str)	5.4 (str)
SB320	7.1 (freq)	7.0 (freq)	6.6 (str)	6.0 (str)
SB328	7.5 (freq)	7.4 (freq)	7.2 (freq)	6.4 (str)
SB336	7.8 (freq)	7.7 (freq)	7.6 (str, freq)	6.9 (str,δ)

표 3.13 사용 데크에 따른 최대스팬 길이 (적재하중 : 2.5~5.0kN/㎡)

	SB312	7.8~7.9m
	SB320	8.1~8.2m
	SB328	8.4~8.6m
	SB336	8.6~8.8m
	SB312	6.7~7.2m
	SB320	7.4~7.7m
	SB328	7.8~8.0m
	SB336	8.0~8.2m
	SB312	6.0~6.6m
	SB320	6.9~7.1m
	SB328	7.2~7.5m
	SB336	7.6~7.8m

2. 실물 실험체 화재실험 및 역학적 거동분석

가. 비대칭H형강 합성보 상온조건 휨 성능선행실험(ULS)

(1) 실험목적

사용 하중 작용시의 대상 단면의 소성 단면력, 처짐 및 부착 강도의 반영을 보기 위한 실험으로 중앙부 정휨실험을 위한 시험체를 계획하여, 단순 지지보 형식에 의하여 2점 재하를 통하여 단면 중심부에 일정한 모멘트를 발생하도록 하는 실험으로 전단 파괴에 앞서 휨 파괴가 선행되는 것으로 실험하였다. 슬림플로어 시스템의 휨성능 실험을 통하여 화재거동실험(FLS)의 분석을 위한 자료로 활용하고 소성 휨성능 실험을 통하여 화재한계상태에 구조물 거동을 미리 예측할 수 있을 것이다. 현대제철에서 개발한 비대칭H형강을 사용하여 총 5개의 시험체를 제작하였으며 실험체의 휨성능 실험을 수행하였다.

(2) 시험체 선정

비대칭H형강을 이용하여 표 3.14와 같은 시험체 모델을 산정할 수 있다. 현대제철에서 생산하고 있는 비대칭 H형강을 표준 단면으로 하여 5종류의 시험체를 산정하였는데, Model Ⅰ(그림 3.11)과 Model Ⅱ(그림 3.12)는 9.0m의 길이로 스터드의 유·무에 따른 거동의 차이를 확인할 수 있다. Model Ⅲ(그림 3.13), Model Ⅳ(그림 3.14), Model Ⅴ(그림 3.15)는 4.2m의 동일한 길이로 웹 높이와 웹 두께를 변수로 하여 표준 단면 시험체와의 성능을 비교 분석할 수 있다.(그림 3.16)

표 3.14 휨성능 상온시험체의 종류

종류	치수	비고
Model Ⅰ (9.0 m)	336×240×350	스터드 有
Model Ⅱ (9.0 m)	336×240×350	표준모델로 선정
Model Ⅲ (4.5 m)	336×240×350	Model Ⅰ에서 전단경간비 변화
Model Ⅳ (4.5 m)	366×240×350	웹높이 증가 (30mm)
Model Ⅴ (4.5 m)	336×240×350	웹두께 증가 (30mm)

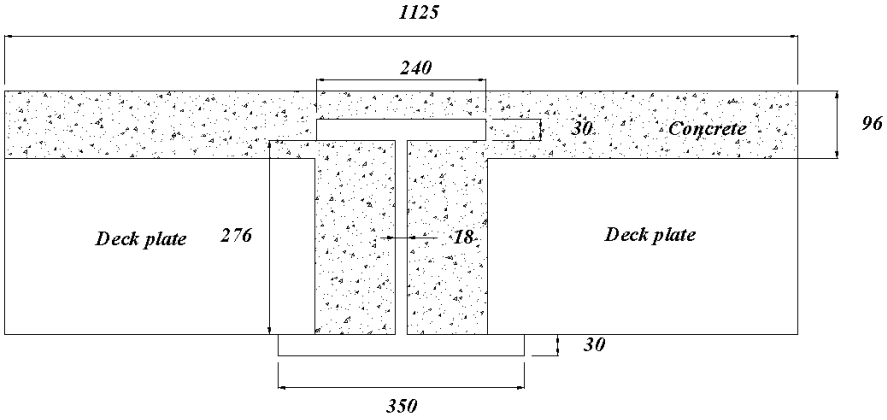


그림 3.11 Model-Ⅰ의 단면도 (지간길이 : 9.2m)

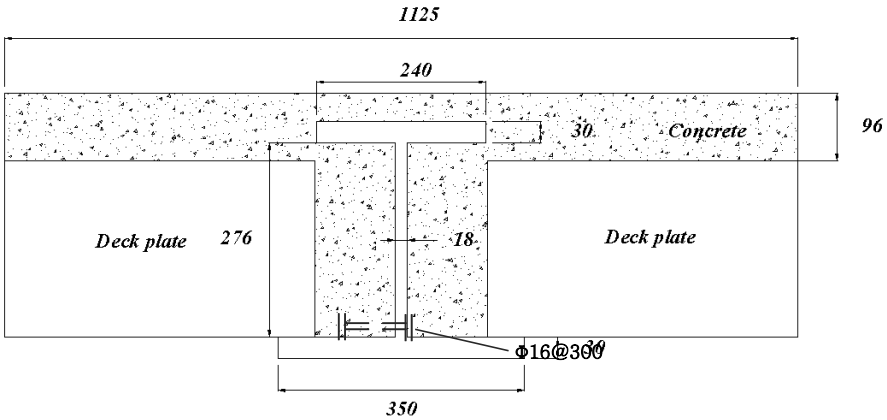


그림 3.12 Model-Ⅱ의 단면도 (지간길이 : 9.2m)

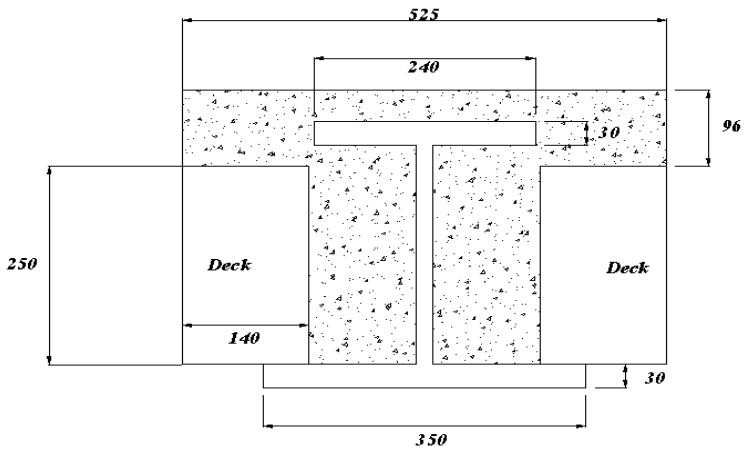


그림 3.13 Model-Ⅲ의 단면도 (지간길이 : 4.5m)

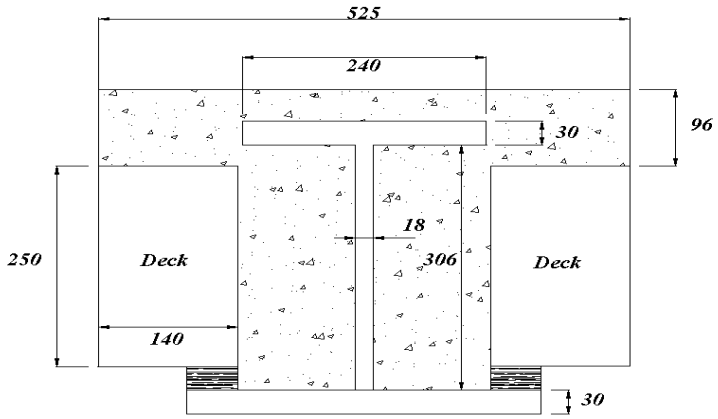


그림 3.14 Model-Ⅳ의 단면도 (지간길이 : 4.5m)

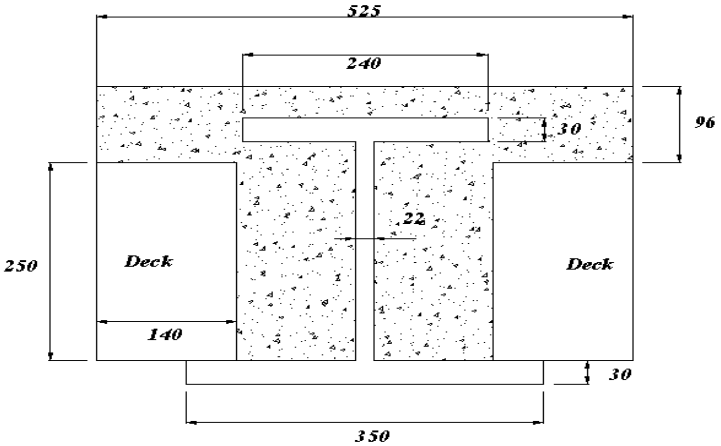


그림 3.15 Model-Ⅴ의 단면도 (지간길이 : 4.5m)

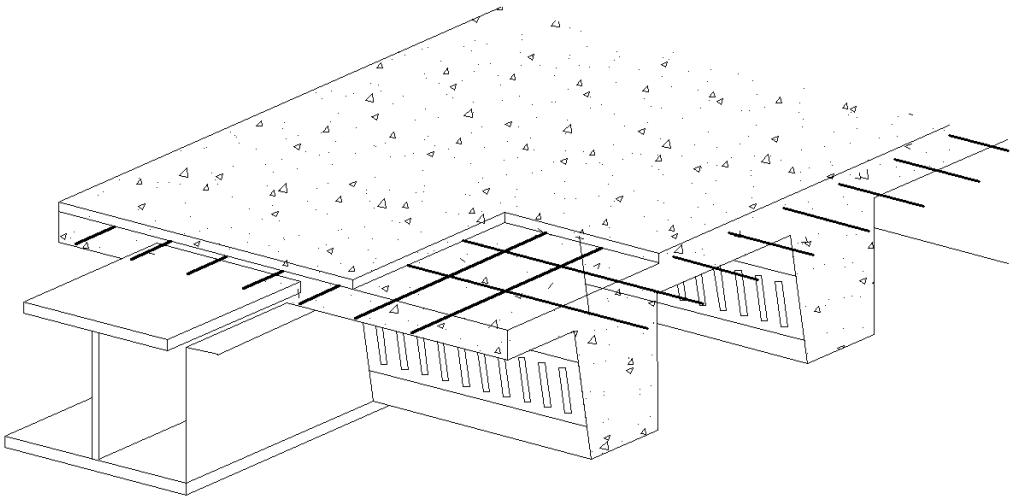


그림 3.16 시험체 투상도

(3) 실험 단면 산정

단면의 소성 단면력은 소성 중립축의 위치를 결정한 후 압축 내력(R_t)과 인장응력 크기(R_b)에 따른 플랜지 상단에서부터 중립축까지의 거리(y_p)와 인장응력 거리(y_s)를 도출해 계산하여(그림 3.17~3.18) 시험체 별 비대칭H형강 합성보에 적용할 실험 재하 하중을 산정(표 3.15)할 수 있다.

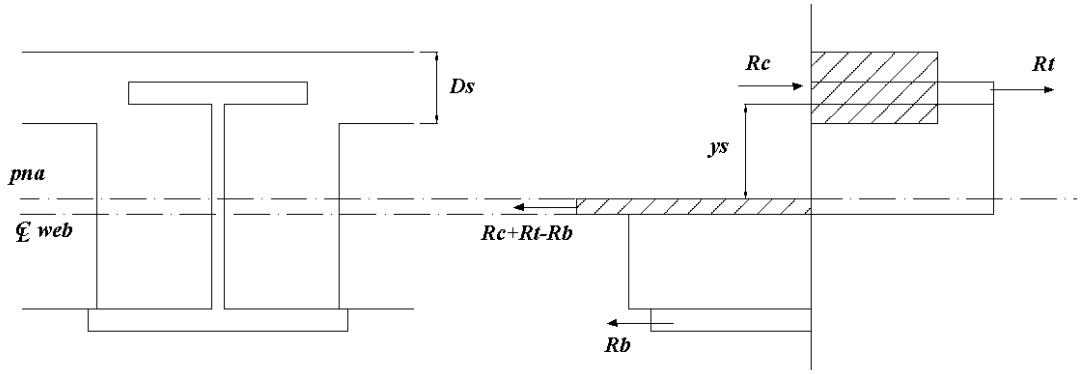


그림 3.17 소성모멘트 산정

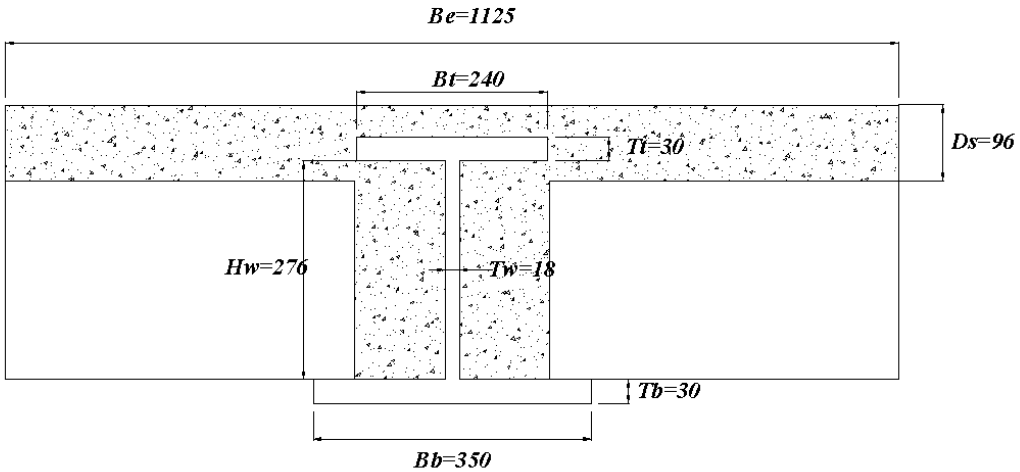


그림 3.18 합성보의 각부 기호와 단면치수(단위 : mm)

표 3.15 모델별 소성모멘트 계산값

종류	소성모멘트	재하하중
Model 1 (9.0 m)	1186.14 kN	80.69 ton
Model 2 (9.0 m)		
Model 3 (4.2 m)	1065.38 kN	72.47 ton
Model 4 (4.2 m)	1184.31 kN	80.57 ton
Model 5 (4.2 m)	1140.58 kN	77.59 ton

(가) 단면 설계에 사용된 기본 사항

① 콘크리트 및 강재 강도 산정

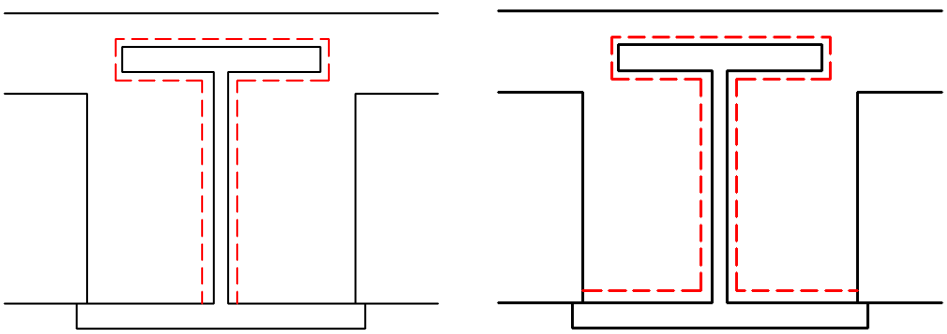
원주 공시체에 의한 콘크리트 압축강도(f_{ck}) 관리는 우리나라를 포함하여 미국, 일본, 프랑스 등에서 채택하고 있으며, 영국, 독일, 이탈리아 등 유럽의 여러 나라에서는 콘크리트 압축강도 공시체(f_{cu})로 가로, 세로, 높이가 모두 150 mm 되는 각주 공시체를 쓰고 있다. 각주 공시체에 의한 압축강도는 원주 공시체에 의한 압축강도보다 20~25 % 더 높게 나타난다.

- 강재(SS400)의 항복 강도: $f_y = 245 MPa$
- 콘크리트 압축 강도: $f_{cu} = 1.2 f_{ck} = 28.8\, MPa$

② 부착강도 F_{sb}

슬림 플로어 전단력의 전달은 비대칭H형강 단면의 웹과 상부플랜지 주변에 균등하게 분포되는 전단부착거동에 의해서 일어난다. 등분포 하중을 받는 보의 경우, 보의 중앙부에서 슬래브에 작용하는 최대압축력(F_{sb})을 구할 수 있는데 이때 주요하게 작용하는 변수는 부착 길이 (p)이다. 이 때, 사용되는 부착 길이의 정의는 KS규정과 BS규정이 차이를 보인다.

그 차이는 그림 3.19에서 보는 것과 같이 하부 플랜지를 포함하느냐에 따라 변수 값이 달라지고 그에 따른 식은 BS규정에는 다음과 같은 식으로 제시하고 있다.



(a) SCI 규준 (b) 국내 제안

그림 3.19 부착 길이의 비교

- 부착 길이 : $p = 2(B_t + T_t + d) - t_w$
- 부착 강도 : $f_{sb} = 0.6\ N/mm^2$

- 부착력 : $F_{sb} = f_{sb} \cdot \frac{L}{4} \cdot p$
- $F_{sb} > R_c$: Full shear connection

우리나라 설계규정은 부착강도에 대하여 제시된 식은 없고 국내의 실험논문에서 다음과 같이 제시하고 있다.

- $p = 2(B_t + T_t + d + B_b) - t_w$
- $F_{sb} = [B_t + 2(B_t + d + t_f - t_w)] \frac{L \cdot f_{sb}}{4}$

여기서, f_{sb} : 상부플랜지 부근의 평균 전단부착강도

t_f : 플랜지의 두께

L : 부재의 길이

③ 소성 중립축의 위치

슬림플로어 합성보의 완전 합성시 극한모멘트 내력은 합성단면의 소성응력분포로부터 계산하며, 소성중립축의 위치에 따라 다음과 같은 경우로 나누어 평가한다.

㉮ 중립축이 상부플랜지에 있는 경우

- 만족조건 : $R_w + R_b + R_t \geq R_c \frac{D_c}{D_s} \geq (R_w + R_b - R_t)$
- 콘크리트의 소성내력 : $R_c = 0.45 f_{cu} \times B_e \times D_s$
- 상부 flange의 소성내력 : $R_t = B_t \times T_t \times f_y$
- 강재의 소성내력 : $R_s = A \times f_y$
- 소성중립축 위치 : $y_c = D_c + 0.5 T_t$
- 소성모멘트 : $M_c = R_b(D - 0.5(T_b + T_t)) + \frac{R_w}{2}(d + T_t) + \frac{R_c}{2}(\frac{D_c^2}{D_s} + T_t)$

여기서, R_c : 콘크리트의 압축내력,

R_s : H형강 보의 소성내력,

R_t : 상부플랜지의 소성내력,

R_w : 웨브의 소성내력,

R_b : 하부플랜지의 소성내력,

D_c : 플랜지 상부의 콘크리트 슬래브 두께,

D_s : 데크플레이트 상부의 콘크리트 두께,

T_t : 상부 플랜지의 두께,

T_b : 하부 플랜지의 두께,

D : H형강의 춤,

d : H형강 웨브의 춤

㉯ 중립축이 상부 웹에 있는 경우

- 만족조건 : $R_t + R_c < R_b + R_w(d-2(D_s - D_c - T_t))/d$
- 콘크리트의 소성내력 : $R_c = 0.45 f_{cu} \times B_e \times D_s$
- 상부 flange의 소성내력 : $R_t = B_t \times T_t \times f_y$
- 하부 flange의 소성내력 : $R_b = B_b \times T_b \times f_y$
- 강재의 소성내력 : $R_s = A \times f_y$
- 웹의 소성내력 : $R_w = R_s - R_t - R_b$
- 소성중립축 위치 : $y_c = \dfrac{(R_b + R_w - R_t - R_c) \times d}{2R_w}$
- 소성모멘트 : $M_c = R_b(D + D_c - 0.5T_b - y_c) + \dfrac{R_w}{2d}(y_c - D_c - T_t)^2 + \dfrac{R_w}{2d}(d - y_c + D_c + T_t)^2 + R_t(y_c - D_c - 0.5T_t) + \dfrac{R_c}{2}\dfrac{y_c^2}{D_s}$

㉰ 중립축이 하부 웹에 있는 경우

- 만족조건 : $(R_t + R_c) < R_b + R_w \dfrac{(d-2(D_s - D_c - T_t))}{d}$
- 콘크리트의 소성내력 : $R_c = 0.45 f_{cu} \times B_e \times D_s$
- 강재의 소성내력 : $R_s = A \times f_y$
- 소성중립축 위치 : $y_c = \dfrac{(R_b + R_w - R_t - R_c)d}{2R_w} + D_c + T_t$

(4) 실험방법

(가) 가력 및 측정방법

가력방법은 30 tonf까지 하중 재하를 하고 그 이후는 변위 제어를 하였으며 가력장치는 350 tonf 정적 액츄에이터(Actuator)를 사용하였다. 가력보를 사용하여 2점 선형가력을 함으로써 등분포하중의 효과를 최대한 반영하였다.(그림 3.20)

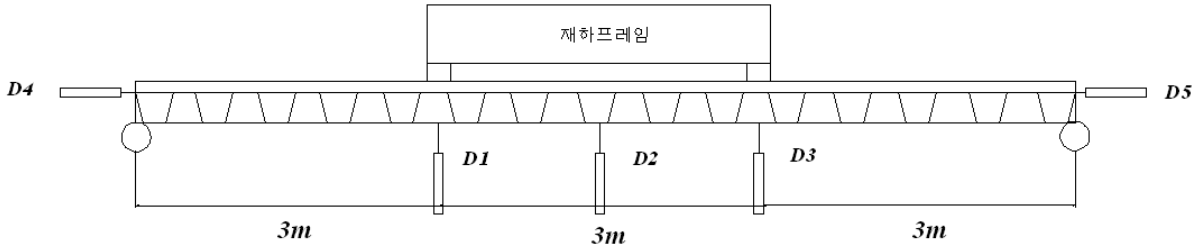


그림 3.20 Space 2점 선형재하 위치



그림 3.21 하중 재하 형상

가력 지점과 중앙부 처짐을 측정하기 위하여 그림 3.20과 같이 실험체 하부에 3개의 LVDT(변위계)를 설치하고 비대칭H형강과 콘크리트 슬래브의 경계면에서 발생하는 엔드슬립(End-slip)을 측정하기 위해 양단부에 2개의 변위계를 설치하였다.

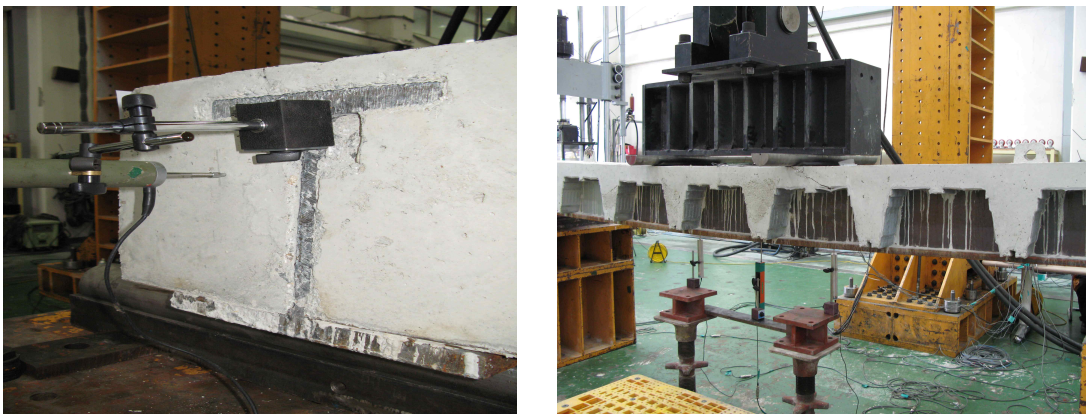


그림 3.22 LVDT 위치 및 앤드슬립(End-slip)측정방법

(나) 게이지 부착위치

각 시험체의 중앙부에 상온 변형률 게이지 (강재용 : 7개 , 콘크리트용 : 1개) 를 부착하여 비대칭H형강의 실험시 하중에 따른 변형률을 측정한다. 그에 따른 변형률 게이지의 위치는 그림 3.23과 같고 부착 형상은 그림 3.24와 같다.

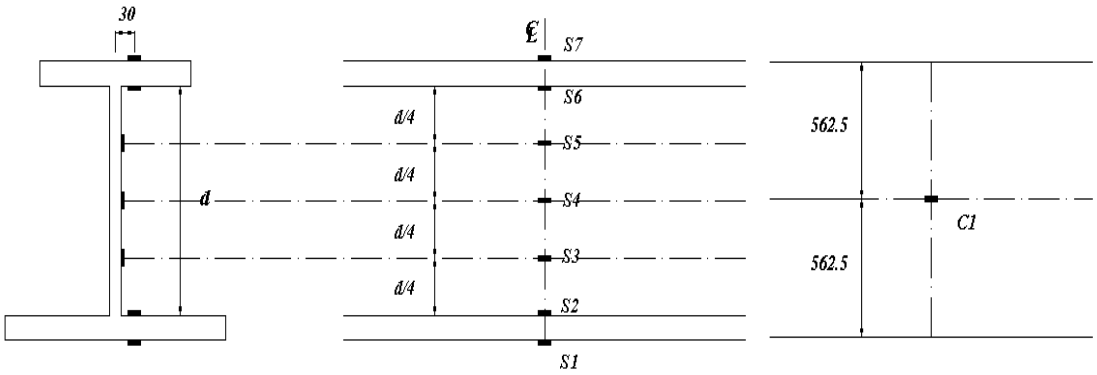


그림 3.23 변형률 게이지 측정위치



그림 3.24 변형률 게이지 부착형상

(5) 실험결과

(가) 파괴형상

실험결과, 최초 균열은 하중 재하점 슬래브 하부면에서 발생하였다. 이후 하중의 증가와 함께 슬래브 상부면에 압축측 콘크리트 측면 하중 재하점 부근에서 비대칭 H형강과 상부슬래브의 부착 강도 차이로 인한 길이 방향의 균열이 발생하였다. 또한, 하중의 증가와 함께 상부 콘크리트 면에 길이 방향의 인장 균열과 하중 재하점 부근에서의 사인장 균열이 점차 확대되면서 최대 하중에 도달한 후, 최종적으로 하중 재하점 상부 콘크리트의 압축파괴로 실험이 종료되었다. (그림 3.25)



그림 3.25 시험체 파괴형상

(나) 하중-변위 관계

그림 3.26은 비대칭H형강 합성보의 지간길이 9m인 시험체 M1과 M2의 휨가력 실험으로부터 스터드의 유·무에 따른 하중-변위 관계를 나타낸 그래프이다. 초기 탄성구간은 두 시험체의 단면 강성의 차이가 없으므로 같은 기울기의 변화로 거동하고 있으며, 80 tonf 부근에서 스터드의 유·무에 따라 변위 차이가 나타난다. 스

터드를 사용한 시험체(M1)가 사용하지 않은 시험체(M2)에 비해 강도 및 강성은 높게 나타나고 있으나 그 차이가 11.8%정도이다.

설계식(SCI P175)에 의한 계산값은 완전부착이라 가정하였을 때 80.80 tonf이라는 설계항복하중을 얻을 수 있으며 다음 그림과 같이 나타낼 수 있다. 실제 실험시 M1의 실험항복하중은 88.65 tonf이고 M2의 실험항복하중은 83.04 tonf이다. 이는 스터드를 사용하지 않아도 콘크리트 슬래브와 비대칭H형강 자체의 부착력만으로도 강성발현이 충분함을 확인할 수 있다.

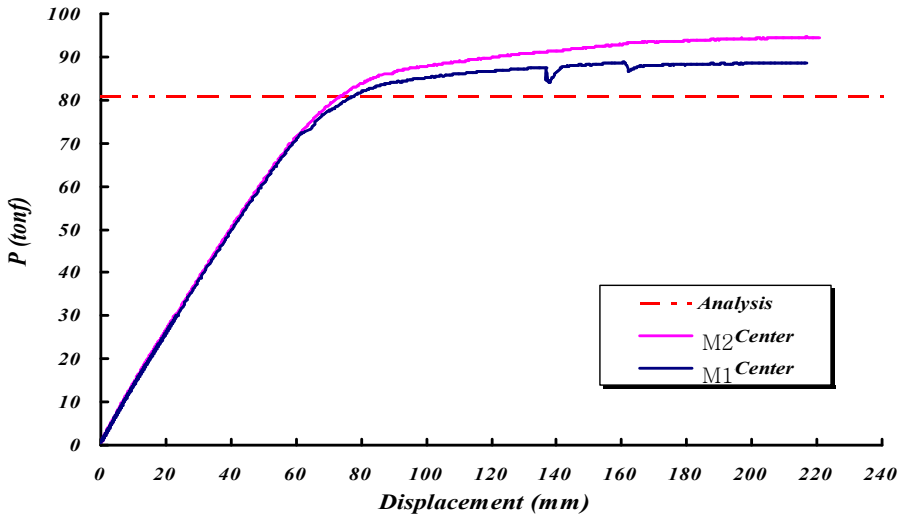


그림 3.26 하중-변위 관계 (M1 & M2)

그림 3.27은 시험체 M1과 M2의 엔드슬립(End-slip)을 나타낸 그래프이다. 스터드를 설치한 M1의 경우, 초기슬립이 발생한 후 실험 종료시까지 스터드의 전단저항력으로 인하여 슬립이 증가하는 경향을 보인다. M2의 경우 부착 강도에 도달한 이후 하중 증가 없이 변위가 증가하는 현상을 볼 수 있다.

그림 3.28은 지간길이 4.5 m인 시험체의 하중-변위 관계 곡선을 나타낸 그래프이다. 표준단면에서 화재거동실험을 고려한 지간길이 4.5 m의 시험체(M3)와 웹두께를 18 mm에서 30 mm로 증가시킨 시험체(M4), 웹높이를 276 mm에서 306 mm로 증가시킨 시험체(M5)로 총 3개의 시험체를 비교하였다. 그 결과 M3에 비하여 M4, M5는 초기강성이 증가되었고, 최대하중은 M4가 M5에 비하여 약 13 % 증가됨을 알 수 있다. 이는 설계식에 의한 계산값과 유사한 경향을 나타내었다.

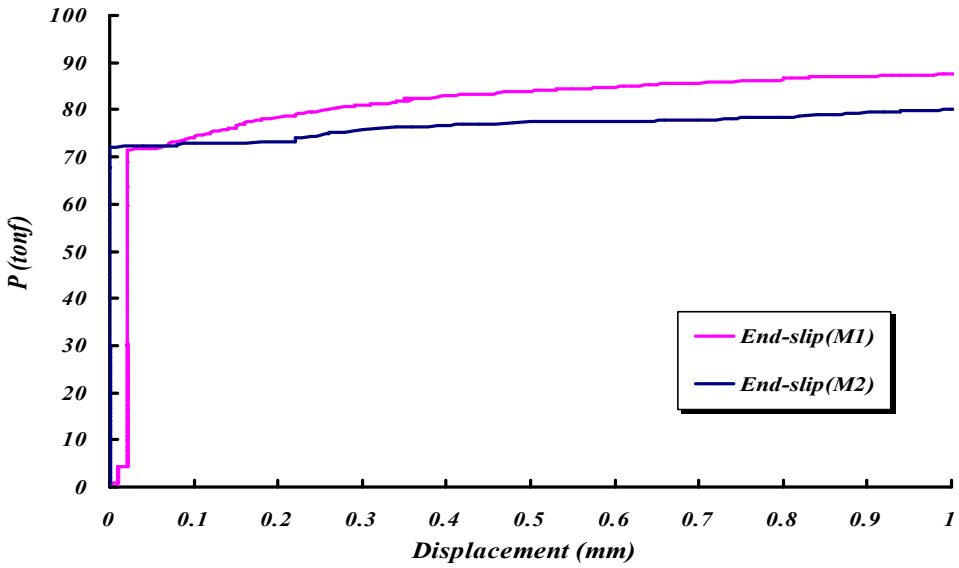


그림 3.27 엔드슬립곡선 (M1 & M2)

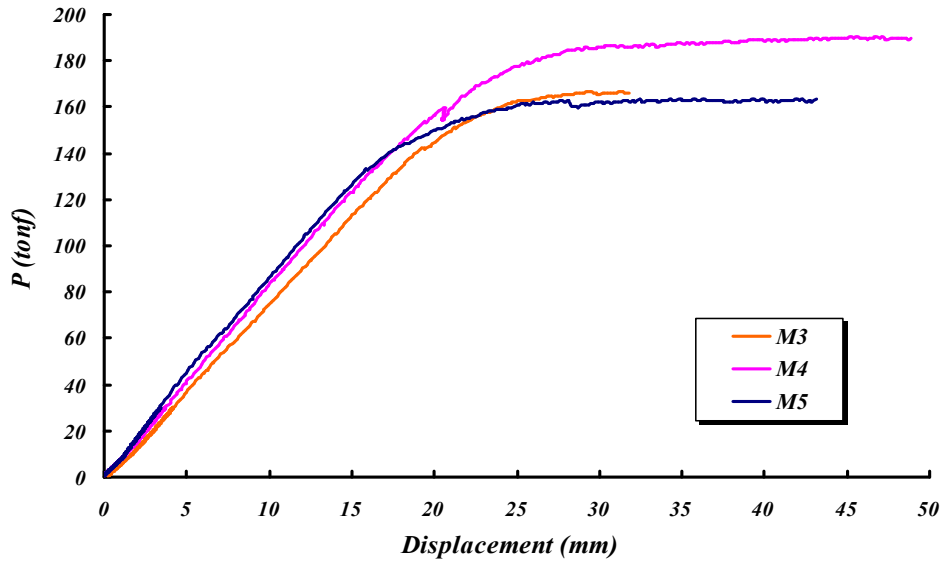


그림 3.28 하중-변위 관계 (M3 & M4 & M5)

(다) 하중-변형률 관계

다음 그래프는 각각의 모델별 하중-변형률 관계를 나타낸 것으로 영점을 기준으로 좌측으로는 압축측 변형률을, 우측으로는 인장측 변형률을 나타내었다. 이를 바탕으로 중립축의 위치를 판단할 수 있으며 그 위치는 상부 웹에 위치함을 알 수 있다.

그림 3.29~3.33은 실험으로부터 측정된 하중-변형률 관계의 곡선을 보여준다.

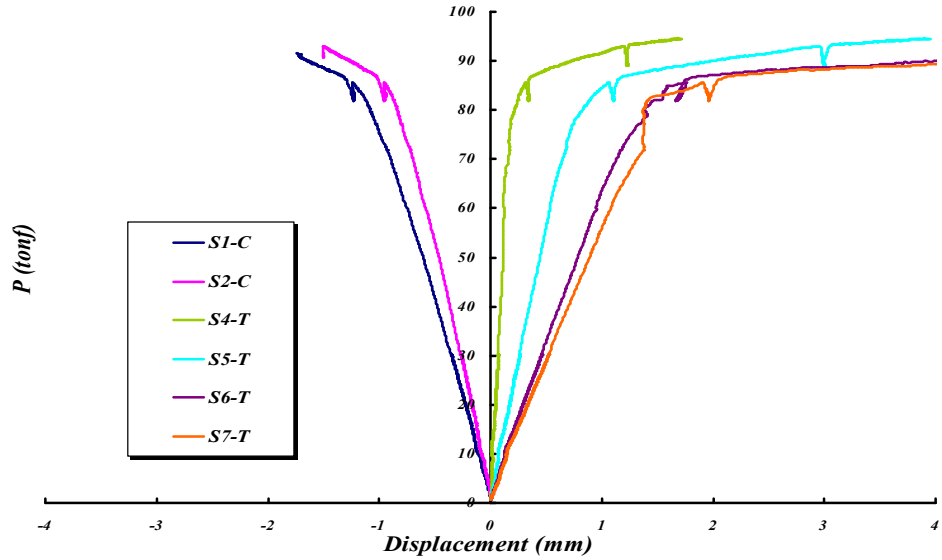


그림 3.29 하중-변형률 관계 (M1)

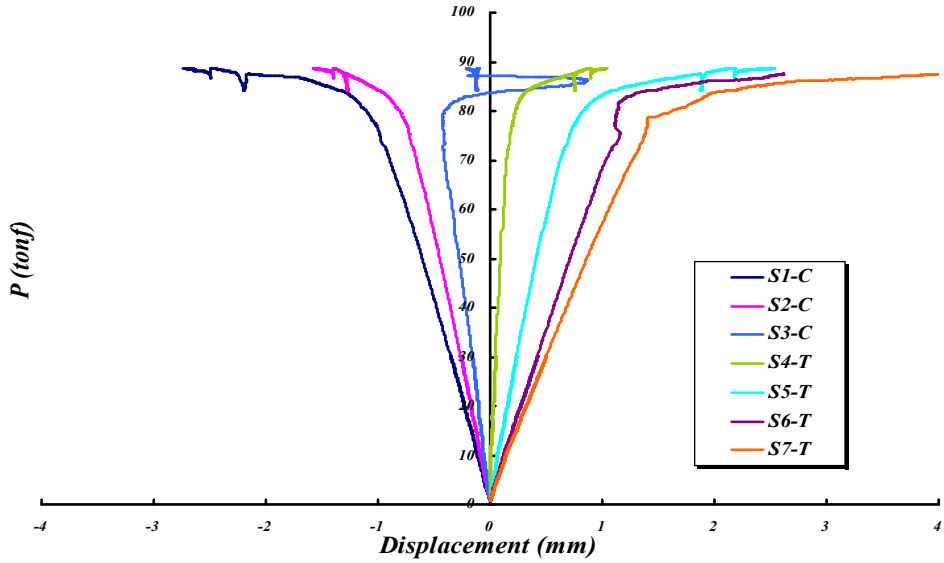


그림 3.30 하중-변형률 관계 (M2)

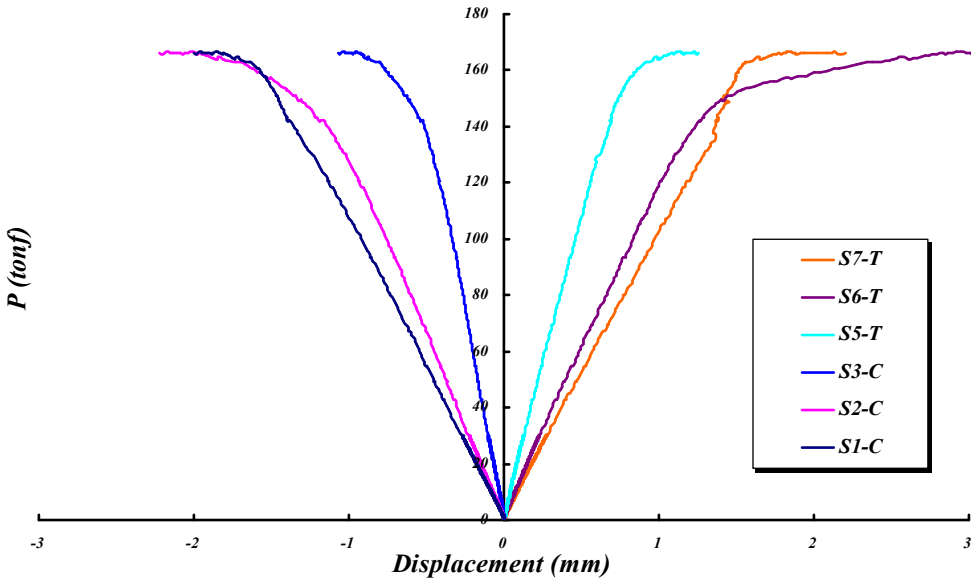


그림 3.31 하중-변형률 관계 (M3)

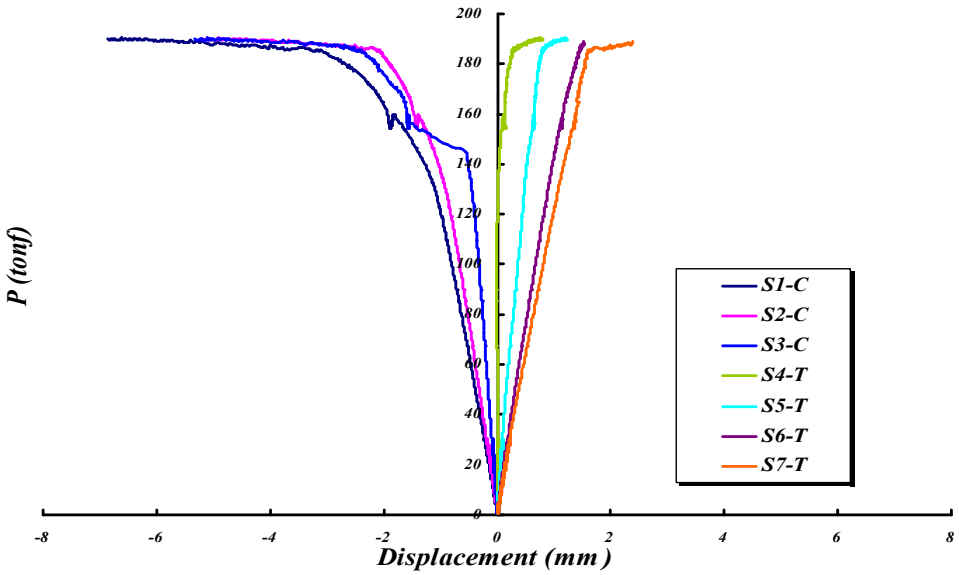


그림 3.32 하중-변형률 관계 (M4)

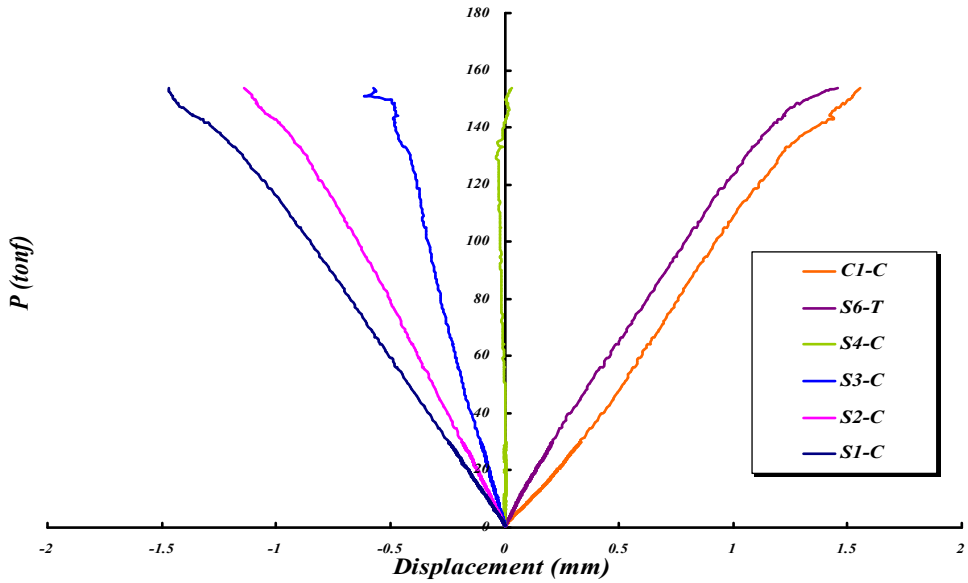


그림 3.33 하중-변형률 관계 (M5)

나. 비대칭 H형강 합성보 화재거동 실험

(1) 실험목적

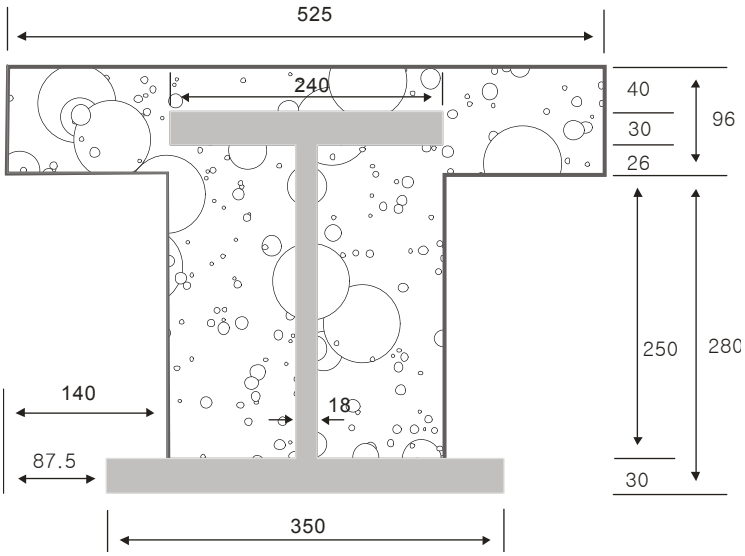
비대칭 H형강 합성보의 화재조건 거동 분석을 위한 기초실험을 KS F 2257 기준으로 수행하였다. 인증시험을 위한 장비를 사용하였으므로 시험체의 길이는 4.5m 조건이며 표준화재 3면 노출 조건에서 중앙부 처짐이 실험의 기준 자료가 되었다. 하중비의 영향검토를 위하여 표준단면의 시험체 2개를 제작하고 하중비의 변화 (0.3, 0.15)를 실험을 통하여 분석한다. 또한 설계 변수로 웨브 두께 증가 (18mm → 30mm)에 따른 영향과 인장 철근 보강 그리고 하부플랜지 피복의 영향을 검토하였다. 실제 화재거동 실험을 통하여 화재실험시 슬래브의 거동 및 균열 상황 그리고 열전대 측정에 의한 각각의 시험체의 영향력을 검토하였다.

(2) 시험체 선정

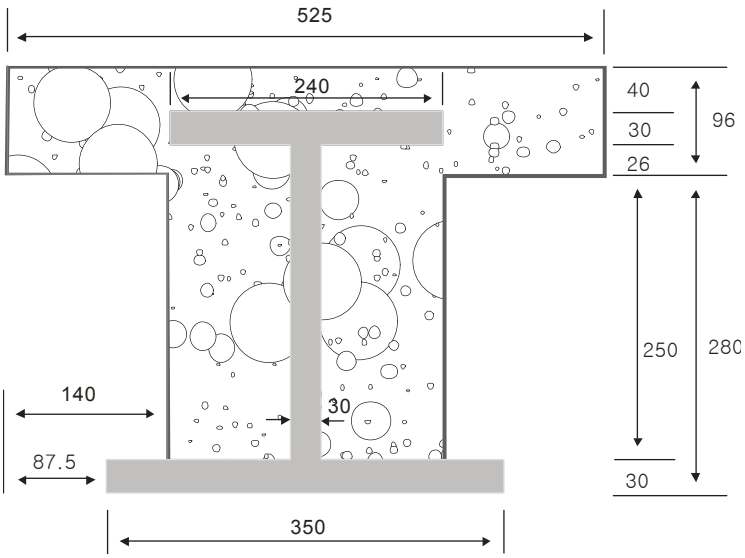
비대칭 H형강을 이용하여 표 3.16과 같은 합성보 시험체 모델을 산정할 수 있다. 현대제철에서 생산하고 있는 비대칭H형강을 표준 단면으로 하여 5종류의 시험체를 그림 3.34과 같이 선정하였는데, 하중비와 웹두께 및 보강방법을 달리하였다. 그림 3.35를 시험체 내부의 열전대 설치 위치를 나타내고 있다.

표 3.16 화재실험용 시험체

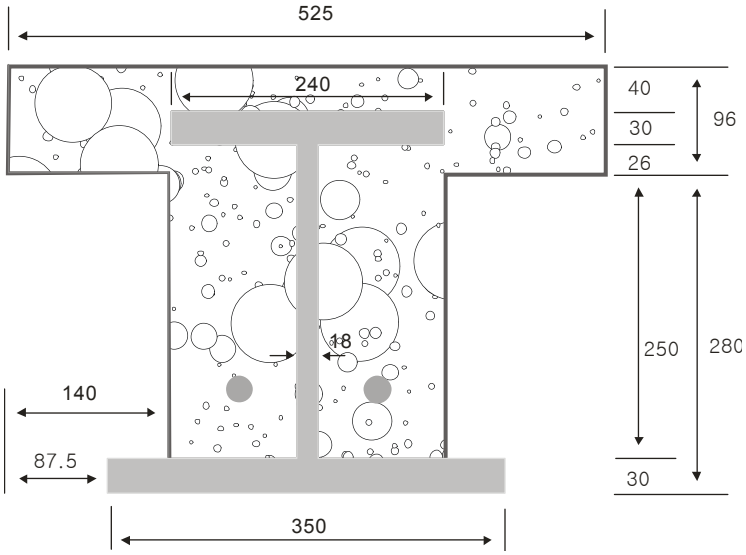
종류	치수(mm)	하중비	비고
Model Ⅰ	336×240×350	0.3	표준모델로 선정
Model Ⅱ		0.15	하중비의 변화
Model Ⅲ		0.3	웹 두께의 증가 (18→30)
Model Ⅳ			하부인장철근 보강 (D25)
Model Ⅴ			하부플랜지 노출면 피복



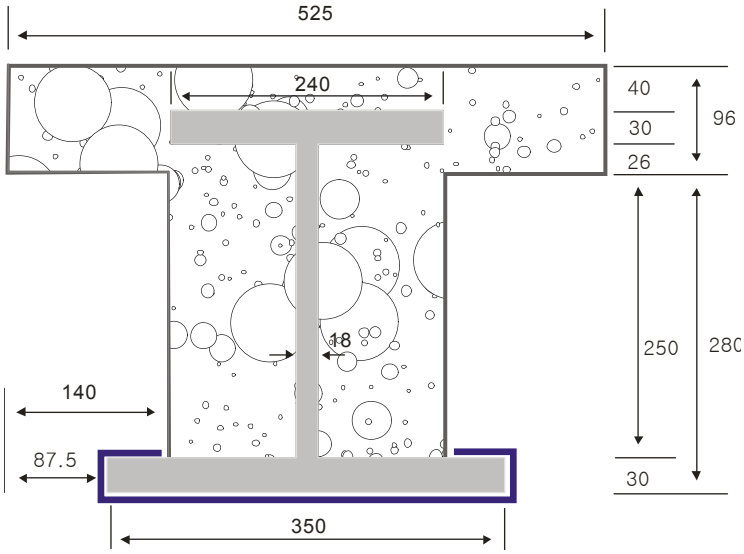
(a) Model-Ⅰ,Ⅱ



(b) Model-Ⅲ

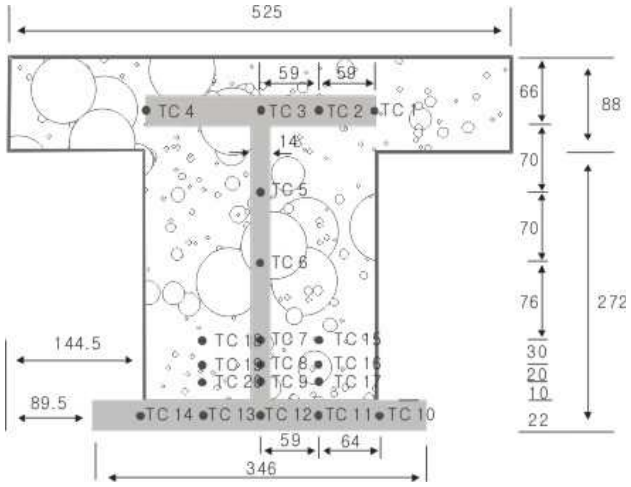


(c) Model-Ⅳ

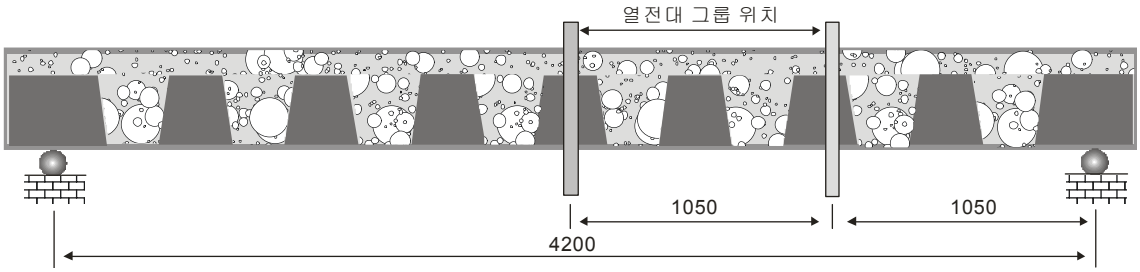


(d) Model-Ⅴ

그림 3.34 시험체 종류



(a) 시험체 단면의 열전대 위치

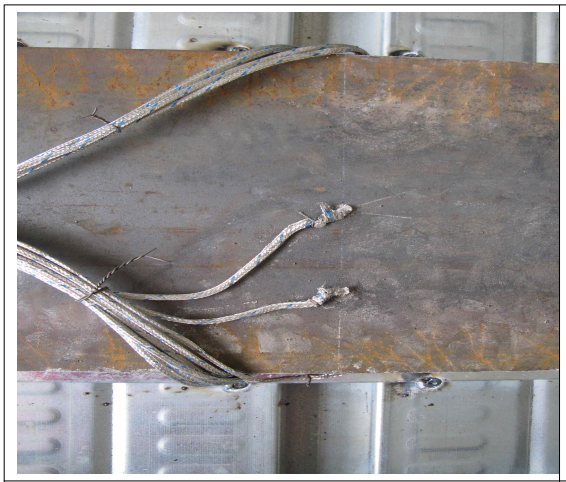


(b) 시험체 열전대 위치

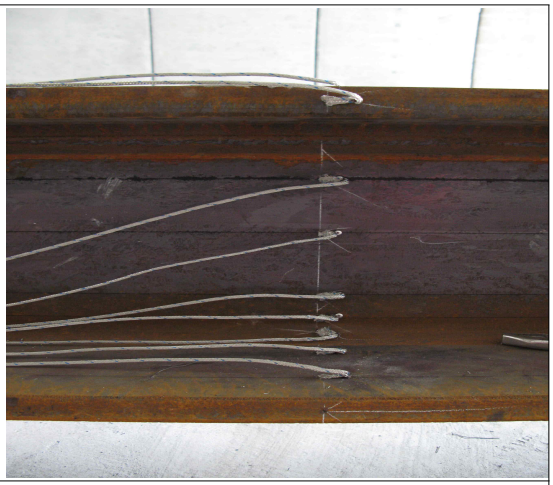
그림 3.35 시험체의 열전대 측정 위치

(3) 시험체 제작 및 화재 실험

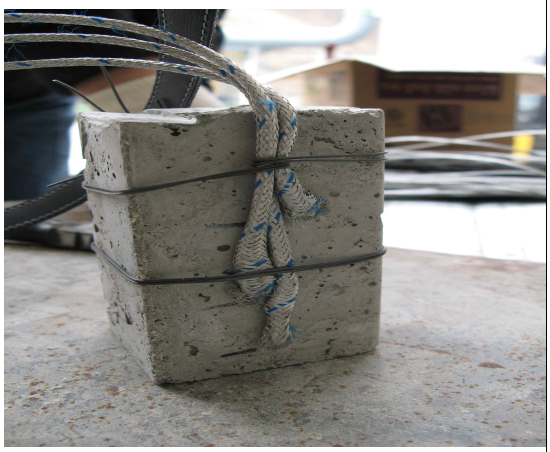
화재실험용 시험체를 모델별(Model-Ⅰ~Ⅴ) 각 1개씩 제작하여 화재거동 실험을 수행하였다. 시험체 제작 과정을 그림 3.36에 나타낸다. 그림 3.37은 내화피복재의 유무에 따라 하부플랜지에 설치된 열전대의 온도 측정값을 나타낸다. 채널의 숫자는 그림 3.35의 열전대 위치를 나타낸다. 하부플랜지의 온도는 강재의 항복강도에 연관되므로 내화피복을 사용하면 합성보의 내화시간에 큰 효과가 있음을 알 수 있다. 그림 3.38은 Model-Ⅰ시험체(무피복)의 웨브 온도를 나타낸다. 표준화재 가열 90분 경과시, 웨브의 상하부 온도 분포는 최대 500℃ 이상 차이가 나며, 웨브의 중간 부분은 200~500℃의 분포를 나타낸다.



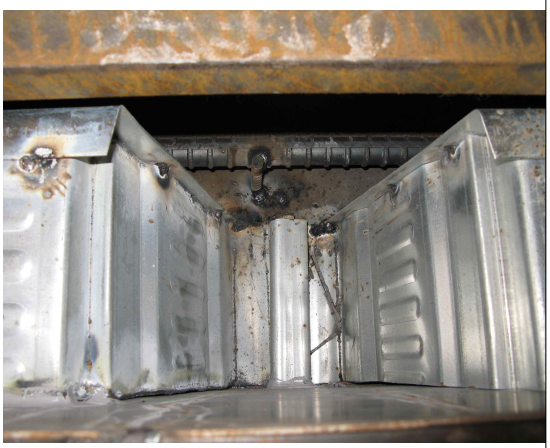
(a) 열전대 부착(형강 하부 플랜지)



(b) 열전대 설치(형강 웨브)



(c) 열전대 설치(슬래브 용)



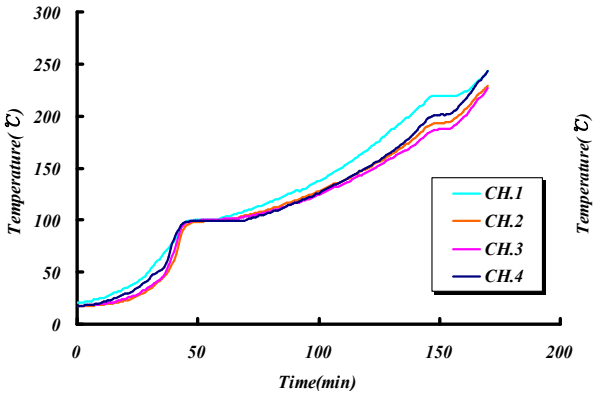
(d) 철근 보강 부분



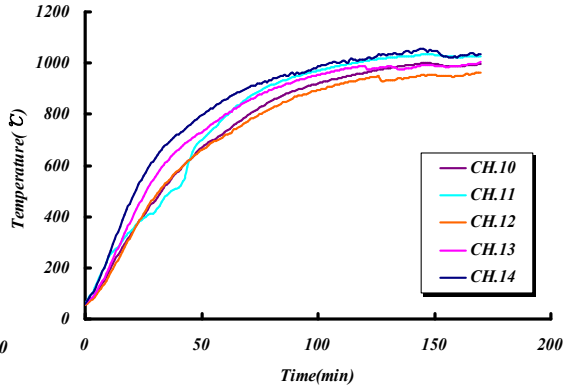
(e) 실험체 피복재 도포



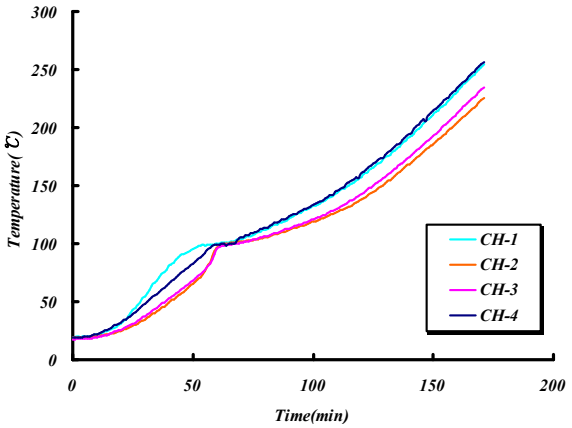
(f) 실험체 양생



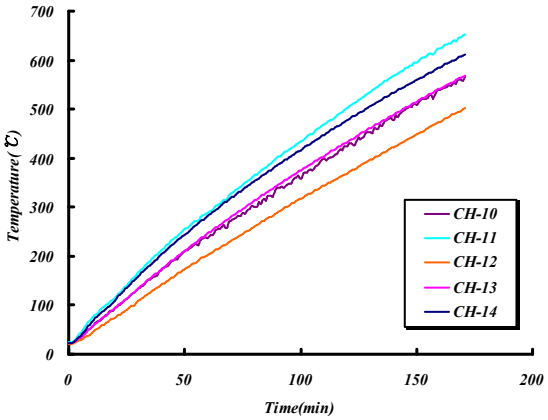
(a) 내화피복이 없는 상부플랜지



(b) 내화피복이 없는 하부플랜지

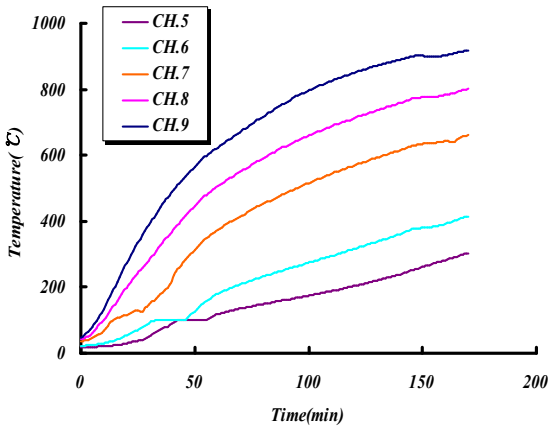


(c) 내화피복이 있는 상부플랜지

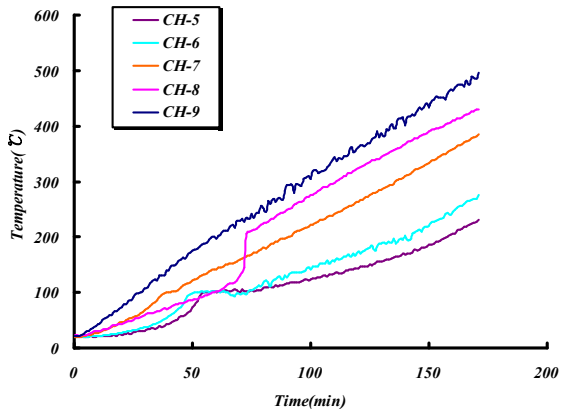


(d) 내화피복이 있는 하부플랜지

그림 3.37 상 · 하부 플랜지의 온도(ＭⅠ, ＭⅤ)



(a) 내화피복이 있는 웨브(ＭⅠ)



(b) 내화피복이 없는 웨브(ＭⅤ)

그림 3.38 웨브의 온도(ＭⅠ, ＭⅤ)

시험체의 가력은 그림 3.39와 같이 슬림플로어 보를 하부 3면 가열이 가능한 로에 단순지지 조건으로 설치하여 4점재하한다. 이때 화재시 하중비(Load Ratio)의 영향을 파악하기 위하여 기준단면 시험체인 Model-Ⅰ을 대상으로 각각 12 tonf(L.R:0.15)과 24 tonf (L.R:0.3)의 재하 하중을 유지하면서 표준화재 가열을 한다. 그림 3.40은 시간-처짐 곡선을 나타내며, Model-Ⅱ(L.R:0.15)와 Model-Ⅰ(L.R:0.3) 시험체는 각각 가열 150분과 90분에서 중앙 처짐값이 150 mm(L/30)에 도달하고 내력이 크게 감소하였다.



그림 3.39 시험체의 가열 및 가력 장치 설치

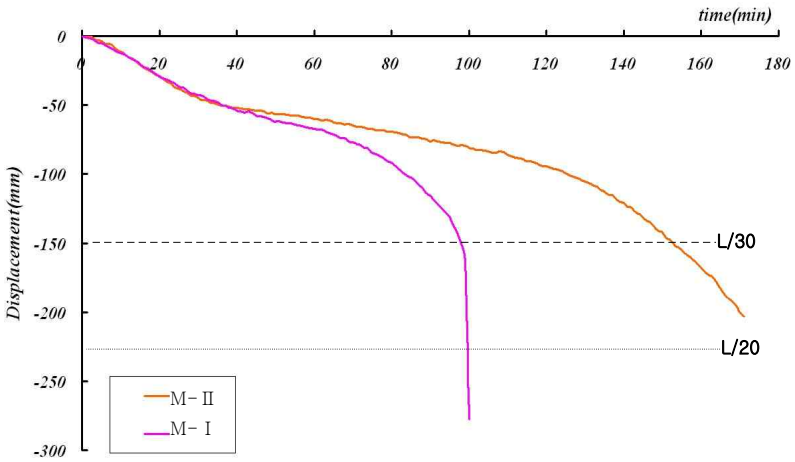


그림 3.40 시간-처짐관계 곡선(하중비 : 0.15(M2), .3(M1))

시험체의 파괴형상은 가열로 인하여 노출된 하부플랜지 및 콘크리트가 열화되고, 부재의 휨강도가 감소하므로 휨변형이 크게 증가하였다. 휨변형에 따른 슬래브 콘크리트가 휨압축 파괴하였고, 데크와 클로저등 연결된 경량 강판도 국부적인 변형이 동반되었다. 그림 3.41에 가열실험 후의 파괴형상을 나타낸다.



그림 3.41 합성보 시험체의 화재실험 후 파괴형상

다. 실험결과 검증을 위한 신뢰성 기반 전열해석 수행

본 연구에서는 비대칭H형강 합성보의 화재시 보유내력을 해석적인 방법으로 구하고자 한다. 연구의 범위는 전열해석의 이론과 재료의 물성치를 입력하여 단면의 온도분포를 얻고, 이를 이용하여 향후 단면의 내력산정에 활용할 것이다.

(1) 열전도 이론

합성구조 부재가 고온을 받게 되면, 부재 단면내부의 온도분포는 부재의 깊이별로 변화가 생기며, 시간이 지남에 따라 부재 단면내부의 온도도 상승하게 되는데, 이때를 비정상상태(Unsteady-state) 또는 과도상태(Transient)라 한다. 또한, 부재가 고온을 지속적으로 받는 경우, 부재 단면내부의 온도분포는 더 이상 변화가 없게 되어 지속시간에 대해 독립적으로 되는데, 이때를 정상상태(Steady-state)라 한다. 고온에 대한 구조 부재의 해석에서는 크게 유한요소 해석과 기존의 실험결과 및 지침서를 바탕으로 근사하게 해석하는 방법 등이 있다. 유한요소 해석의 경우에는 비교적 정확한 해석을 할 수 있으나, 계산 과정이 복잡하고 시간이 오래 걸리는 단점이 있으며, 기존의 실험결과 및 지침서를 바탕으로 하는 해석은 정확성이 많이 떨어지는 우려가 있다.

본 연구는 수치 해석적 방법을 사용하여 단면내부의 온도 분포를 산정하였으며, 부재의 최대 가열시간을 3시간으로 가정하고 열전도 해석에서는 비정상 상태로서 해석(Unsteady state heat transfer equation)을 수하였다. 단면내부의 온도분포 산정은 그림 3.42과 같이 계산 영역을 작은 격자로 분할하여 미분식으로 표현하는 유한차분법(Finite difference method)을 사용하며, 단위시간에 대한 온도에 관한 차분식과 미소요소 길이에 대한 온도의 차분식 및 2차 미분에 대한 식은 다음과 같이 표현된다.

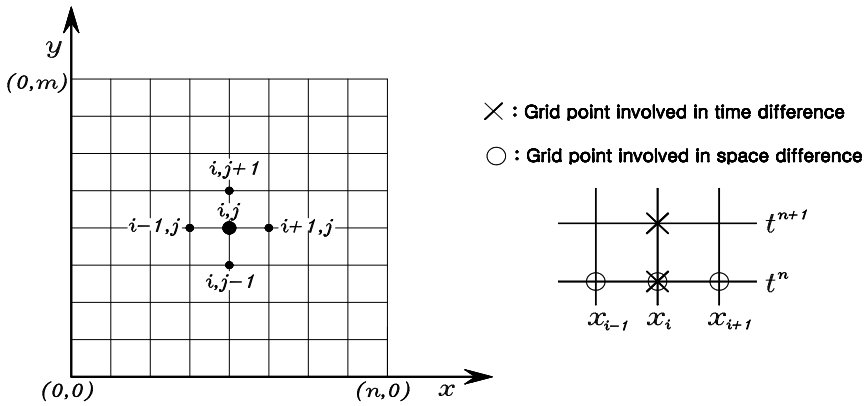


그림 3.42 유한차분법을 이용한 단면내부의 온도분포 산정

$$\frac{\partial T}{\partial t} \approx \frac{\Delta T}{\Delta t} = \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n}}{\Delta t}$$

$$\frac{\partial T}{\partial x} \approx \frac{T_{i+1,j}^{n} - T_{i,j}^{n}}{\Delta x} \approx \frac{T_{i,j}^{n} - T_{i-1,j}^{n}}{\Delta x}$$

$$\frac{\partial^2 T}{\partial x^2} = \frac{T_{i+1,j}^{n} - 2T_{i,j}^{n} + T_{i-1,j}^{n}}{\Delta x^2}$$

임의 위치 i, j 에서 구하고자 하는 온도 $T_{i,j}^{n+1}$는 시간에 대해 전진차분, 거리에 대해 중심차분하여 각 단위시간별로 반복하여 구할 수 있으며, 이 때 재료별 각 방향의 열전도율은 같다고 가정한다.

$$k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} = \rho c \frac{\partial T}{\partial t}$$

$$\rho c \cdot \frac{T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n}}{\Delta t} = k_x \left(\frac{T_{i+1,j}^{n} - 2T_{i,j}^{n} + T_{i-1,j}^{n}}{\Delta x^2} \right) + k_y \left(\frac{T_{i,j+1}^{n} - 2T_{i,j}^{n} + T_{i,j-1}^{n}}{\Delta y^2} \right)$$

$$T_{i,j}^{n+1} = T_{i,j}^{n} + \frac{k\Delta t}{\rho c} \left(\frac{T_{i+1,j}^{n} - 2T_{i,j}^{n} + T_{i-1,j}^{n}}{\Delta x^2} \right) + \frac{k\Delta t}{\rho c} \left(\frac{T_{i,j+1}^{n} - 2T_{i,j}^{n} + T_{i,j-1}^{n}}{\Delta y^2} \right)$$

여기서, k : 열전도율 (kcal/mhr℃), c : 비열 (kcal/kg℃), ρ : 밀도 (kgf/㎥)

얻어진 온도값, 즉 'n+1' 단계(Step)에서의 온도값과 'n' 단계에서의 온도값의 차이를 전체 격자점에 대해 각각 구한다. 이 때, 구해진 값들 중 가장 큰 값이 사용자가 정의한 오차 값보다 작은 경우를 수렴이라 판별한다. 이를 식으로 표현하면 다음과 같다.

수렴 조건 : $\text{Error} \geq \text{Max}\left(T_{i,j}^{n+1} - T_{i,j}^{n}\right)$

(2) 모델링과 온도분포

(가) 재료의 열적특성

콘크리트의 열전도율은 배합비, 밀도, 골재성질, 함수상태 등에 따라 좌우되며, 일반적으로 콘크리트의 열전도율은 2.5~3.0 kcal/mhr℃로 알려져 있다. 그림 3.43은 Euro Code(EC3)에서 제시하는 콘크리트와 강재의 열전도율을 나타낸 것이다.

100℃보다 약간 낮은 온도에서는 열전도율이 감소하는 경향을 나타낸다. 이것은 물로 채워져 있던 공극이 부분적으로 빈틈이 되고, 그 결과 벽체 사이의 열 이동 상태가 잘 행해지지 않기 때문이다. 300~400℃에서 열전도율은 다시 감소한다. 800℃를 넘어서게 되면, 열전도율의 변화가 극히 작아지게 된다.

강재의 열전도율은 합금 원소의 종류 및 비율과 열간 가공에 따라 달라진다. 상온에 대해서는 철근의 종류별로 열전도율의 차이가 크게 나타나고 있으나, 온도가 높아질수록 열전도율의 범위가 줄어들게 되어 1000℃ 정도에 대해서는 거의 비슷한 값을 나타내게 된다.

콘크리트의 비열은 800℃ 이하에서는 골재종류의 영향이 명확하지 않으며, 부배합의 것이 탈수효과에 의해 높은 잠열을 나타낸다는 의미에서 배합은 비열에 영향을 준다. 또한 함수량은 200℃ 이하에서 큰 영향을 나타내며, 상온에서의 콘크리트의 비열은 0.2kcal/kg℃정도이다. 강재는 700℃부근에서 상변화에 따른 에너지흡수로 인하여 비열의 급증구간이 나타난다. 일반적인 강재와 콘크리트의 비열을 그림 3.44에 나타낸다.

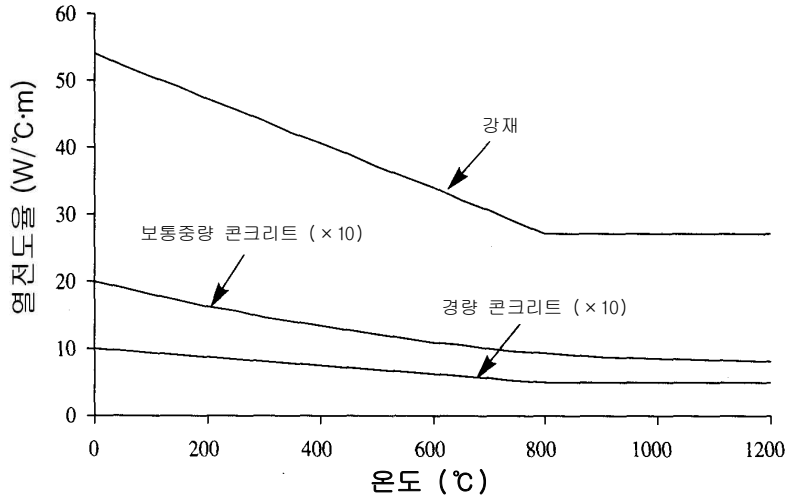


그림 3.43 콘크리트와 강재의 열전도율

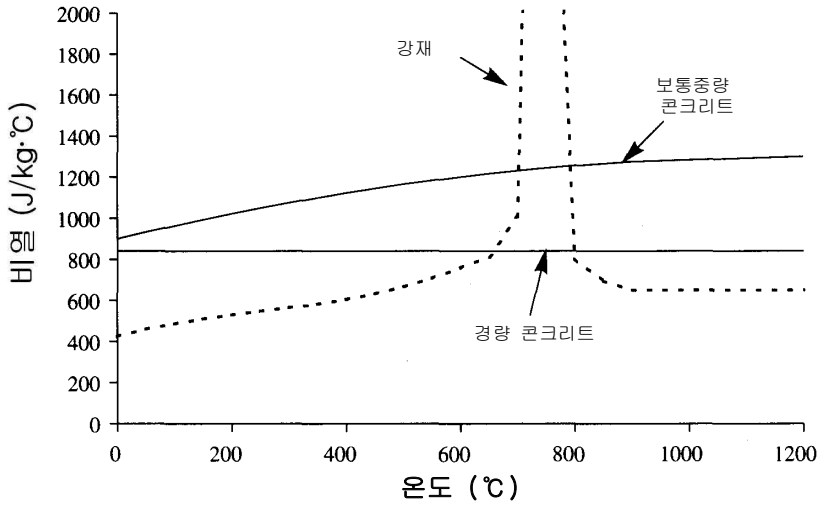
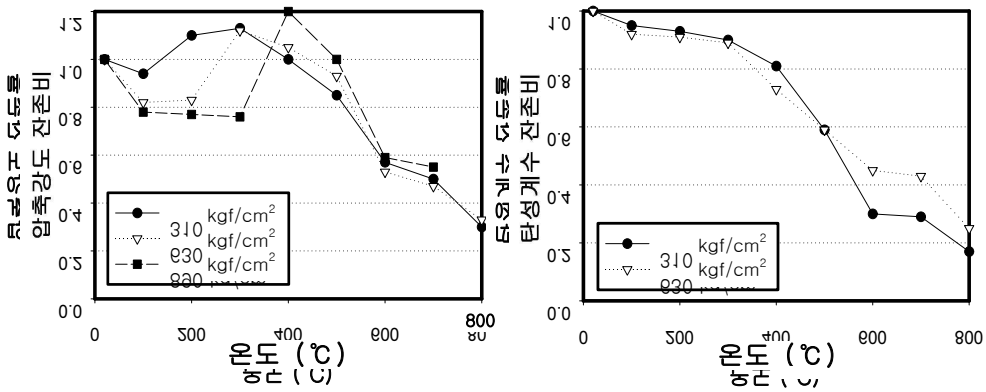


그림 3.44 콘크리트와 강재의 비열

(나) 재료의 물적특성

콘크리트가 고온으로 가열되는 경우, 100~200℃ 정도에서는 물리적·화학적 변화는 거의 없으며, 수화 반응의 완료로 강도가 약간 증가하나, 400~500℃ 이상에서는 물리적·화학적 변화 및 미세 균열의 발생으로 인하여 강도가 급격히 감소한다. 따라서 고온에 대한 강도 및 강성이 저하하고, 탄성 변형률이 증가하게 되는데, 이는 콘크리트 각 구성 재료간의 열팽창 계수의 차이 및 콘크리트 내부 온도분포가 직선적이지 않아 내부 응력의 발생으로 균열이 발생하기 때문이다. 냉각 후에는 500℃ 이하의 온도에 노출된 콘크리트에 대해서는 시간의 경과에 따라 서서

히 강도 및 강성이 회복하나, 크리프(Creep) 변형이 증가하여 결과적으로는 구조적 성능이 저하하게 된다고 할 수 있다.



(a) 압축강도 잔존비 (b) 탄성계수 잔존비

그림 3.45 콘크리트의 강도별 압축강도 및 탄성계수의 잔존비

Durrani 등은 고온에 대한 콘크리트의 압축강도, 탄성계수, 응력-변형률 관계를 고강도 콘크리트(630 kgf/㎠)와 보통강도 콘크리트(310 kgf/㎠)로 나누어 비교하였다(그림 3.45). 강재는 가공형태에 따라 압연가공(Hot-rolled) 및 냉간가공(Cold-worked)이 있으며, 가공형태에 따라서 고온에서의 성질도 달라진다. 가공형태에 따른 철근의 전형적인 응력-변형률 관계를 그림 3.46에 나타낸다. 그림 3.46(a)의 압연가공 철근의 경우는 상온에서 300℃ 정도까지는 항복점은 있으나, 이 범위에서는 온도가 높아질수록 극한강도가 커지는 경향을 나타낸다. 그러나 300℃ 이상에서는 항복점이 상실되며, 온도가 높아질수록 철근의 인장강도는 항복강도와 크게 차이가 발생하지 않는다. 그림 3.46(b)의 냉간가공 철근의 경우는 항복점이 드러나지 않으나, 항복강도 및 인장강도의 저하율이 압연가공 철근에 비해 크게 나타난다. 그림 3.47에 온도에 따른 철근의 항복강도와 탄성계수의 잔존비를 나타낸다.

비대칭H형강 합성보의 표준화재 조건 실험 중 매립된 열전대를 통하여 측정된 강재부의 온도 변화를 고려하여 소성 단면력의 변화를 다음과 같은 식을 적용하여 산정할 수 있다.

$$M_{Rd,t} = \sum_i A_i z_i k_{\theta,i} f_y$$

여기서, A_i는 요소의 단면적

z_i는 요소와 중립축간 거리

$k_{\theta,i}$는 강재 고온 강도 잔류율

f_y는 항복강도

다음 그림 3.46과 표 3.17은 모델별로 표준화재곡선의 온도변화에 따른 소성단면력의 변화를 나타낸 것이다.

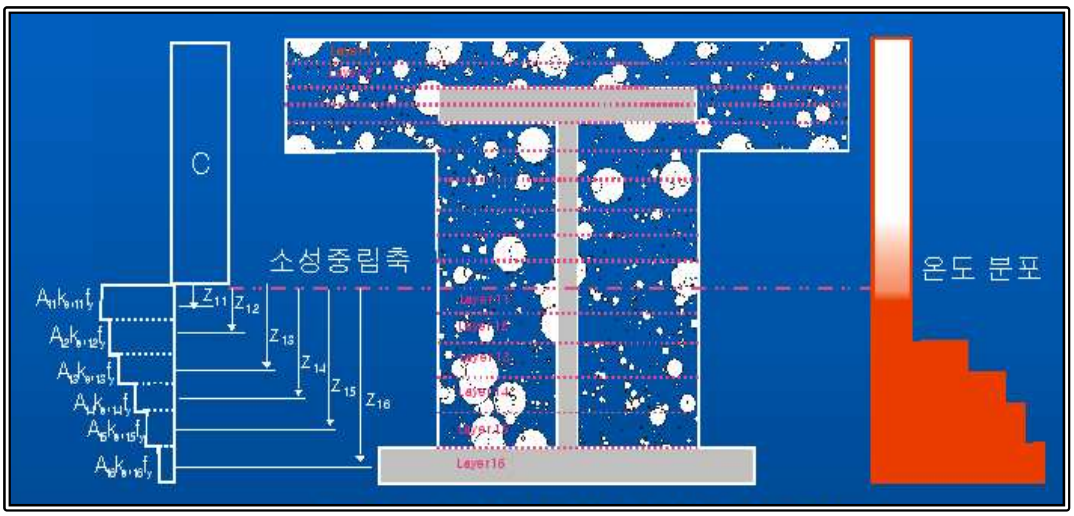


그림 3.46 잔류 소성단면력 산정 개념도

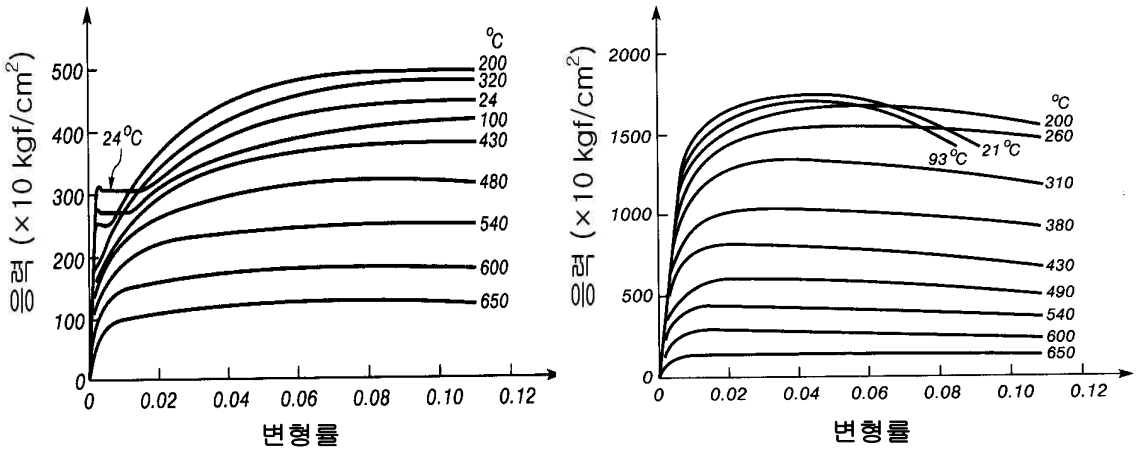
표 3.17 잔류 소성단면력(kN-m)

	Model 1	Model 2	Model 4	Model 4
표준화재	(표준 단면)	(web 두께 증가)	(depth 증가)	(보강 철근)
상온	1186 (1.00)	1260(1.00)	1316(1.00)	1202(1.00)
30분	688 (0.58)	832 (0.66)	790 (0.60)	745 (0.62)
60분	451 (0.38)	554 (0.44)	540 (0.41)	505 (0.42)
90분	166 (0.14)	265 (0.21)	197(0.15)	204 (0.17)

(3) 단면격자분할

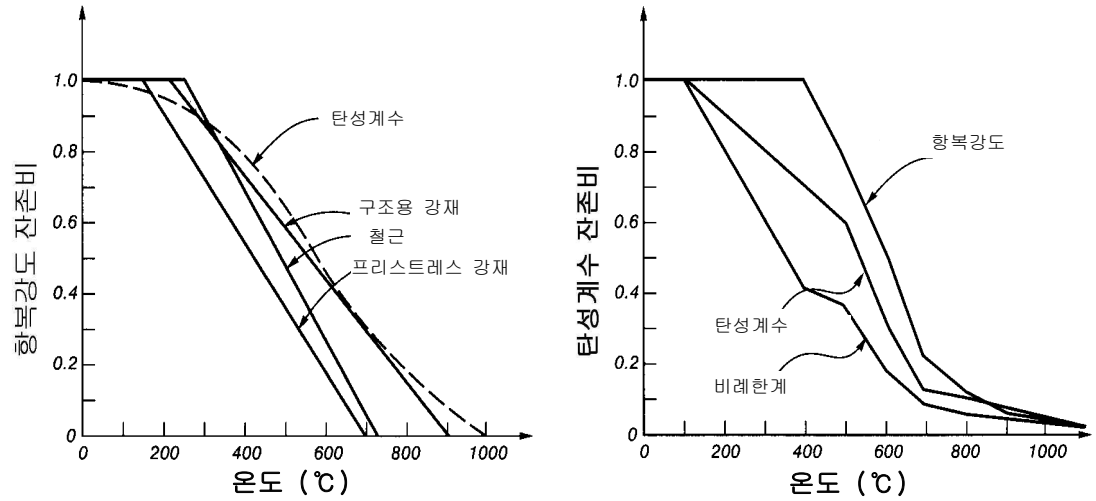
온도분포 해석을 위하여 비대칭 H형강보의 단면을 메쉬로 분할하는데, 기준단면 (336×240×350)에 대하여는 x=35, y=38의 layer를 둔다. 그리고 분할된 요소의 위치에 부합하는 재료의 특성(콘크리트와 강재의 열정수)을 입력한다. 온도의 입력은 합성보 부재의 하부 3면을 노출하며 표준내화 온도로 3시간 까지 가열한다. 이때 단면의 측면상부 슬래브의 두께는 외부온도에 노출되지 않는다. 비대칭 H형강보 단면의 온도분포 해석 예를 노출시간별로 그림 3.49에 각각 나타낸다.

하부면과 하부 모서리, 웨브 부분의 온도가 상대적으로 높고, 상부 모서리 부분은 슬래브로 인하여 온도의 영향이 적었다.



(a) 압연가공 철근 (b) 냉간가공 철근

그림 3.47 철근의 가공 형태에 따른 응력-변형률 관계



(a) 항복강도 잔존비 (b) 탄성계수 잔존비

그림 3.48 철근의 항복강도 및 탄성계수의 잔존비

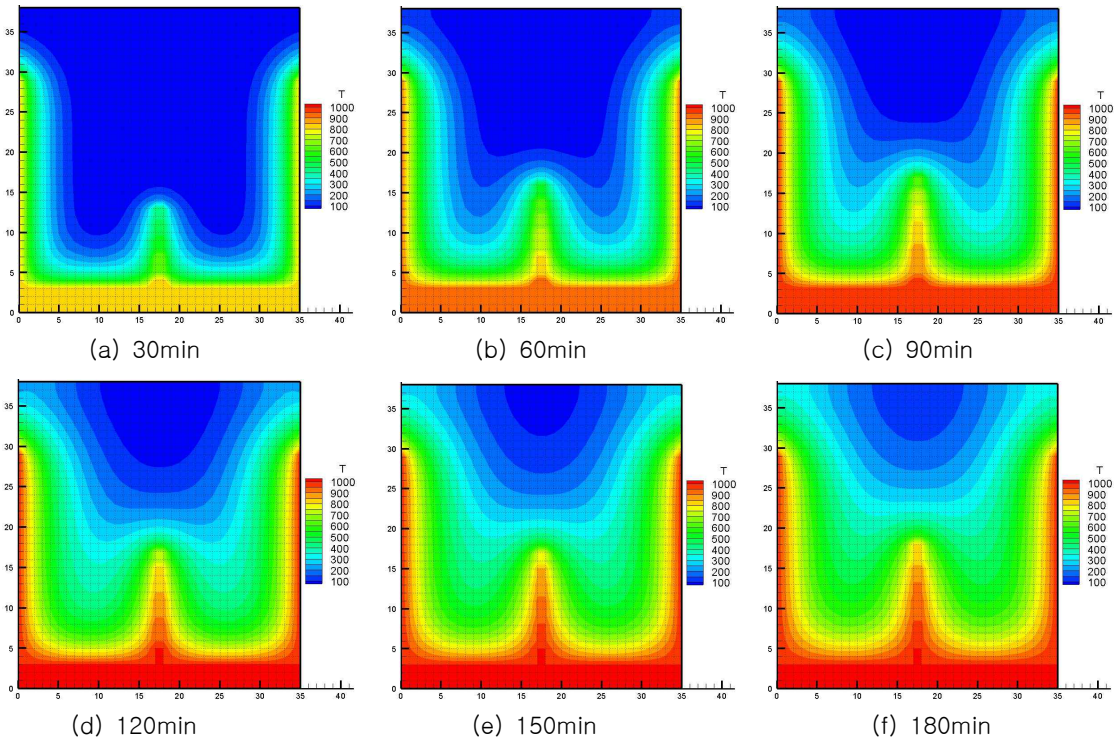


그림 3.49 단면의 노출시간별 온도분포

라. 고온조건 부착슬립 변형 측정장비 설계 및 제작

(1) 장비개발 목적

이 장비는 하중이 재하된 상태와, 그리고 고온 가열상태의 조건에서 합성구조의 전단 연결재의 파괴모드를 찾아내기 위한 시험장치 및 그 측정방법을 제공하고자 함에 그 목적이 있다. 이러한 목적을 달성하기위하여 하중은 콘크리트용 구조재에 재하시키고, 고온가열은 강재용 구조재에 가하는 구성이다. 가열용 전기로의 가열공간에는 강재용 구조재가 삽입되고 콘크리트용 구조재는 외기와 접해있으면서 가열공간을 밀폐시키는 구조이다.

(2) 종래 기술 분야

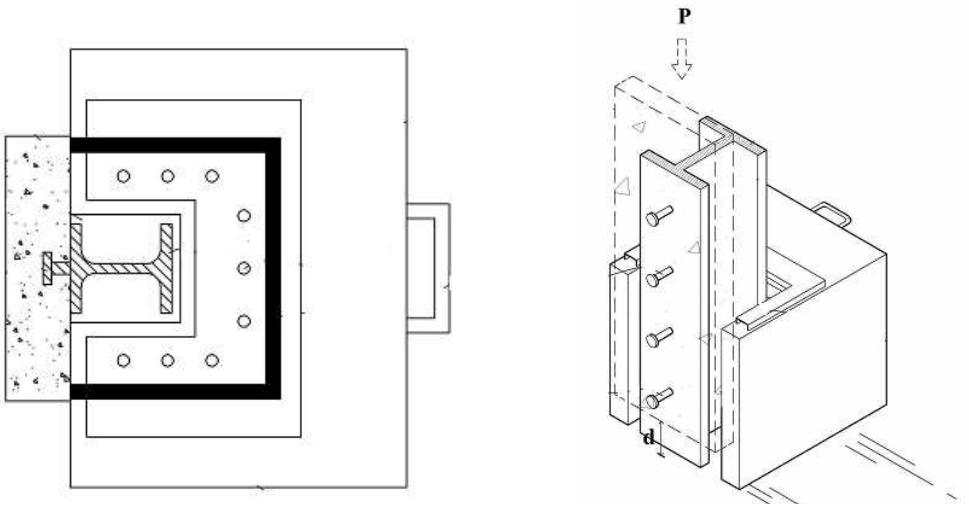
일반적으로 토목 건축분야에서의 합성구조는 구조용 강재와 철근 콘크리트의 2가지 이질재료로 이루어진 구조형태이다. 교량 및 건물에서는 구조용 강재와 철근 콘크리트를 적용하여 구성한 합성보 또는 합성 기둥을 뜻한다. 초기의 합성구조는 콘크리트로 싸여진 보로 구성되었다. 둘러 싸여진 콘크리트는 보의 강도를 증진시킬 뿐 아니라 내화에도 아주 유리하다. 그러나 단면높이가 커져 고층건물인 경우 자중이 그만큼 커지는 단점이 있다. 최근에는 더 가볍고 경제적인 내화방법이 개발되면서 콘크리트로 둘러싸여진 합성보는 거의 사용되지 않는다. 그 대신 강재보가 철근 콘크리트 슬래브를 지지하는 구조형태가 많이 사용된다.

강재와 콘크리트는 서로 다른 이질재료이다. 상부하중을 강재보와 철근 콘크리트 슬래브가 지지하기위해서는 하나의 부재처럼 단일부재로 거동되어야한다. 이와 같이 서로 다른 이질 부재가 합성단면이 되어 단일부재로 거동하는 것을 합성구조라 한다. 단일부재로 거동되기 위해서는 2부재사이에 미끄러짐이 없어야한다. 2부재가 견고하게 부착되어있어야 한다. 강재와 콘크리트사이의 수평전단력을 부착력이 저항하여야하기 때문이다. 합성구조는 강재와 콘크리트의 부착력에 의하여 좌우된다. 통상 강재와 콘크리트사이의 수평전단력은 전단 연결재에 의하여 저항된다. 전단 연결재는 수평전단력을 저항함으로써 강재와 콘크리트와의 부착력을 증진시키는 역할을 하는 부재이다.

전형적인 전단 연결재는 스터드(stud)이다. 그 외에도 나선형 철근, L형강 등이 사용되고 있다. 전단 연결재는 강재보(H형강)의 상부 플랜지에 일정 간격으로 용접되어있다. 상부 플랜지위에 콘크리트가 타설된다. 전단 연결재는 타설된 콘크리트 속에 정착되어있다. 전단 연결재는 강재보의 상부 플랜지와 콘크리트를 일체화시키는 역할을 하고 있다. 전단 연결재에 의하여 강재보와 콘크리트는 합성단면이 되어 단일부재로 거동되게 된다. 만약 강재와 콘크리트 사이에 전단연결재가 없다면 강재와 콘크리트는 서로 분리된 상태이다. 이는 비합성단면이므로 강재와 콘크리트는 따로 거동하게 된다. 각자 거동하게 되면 강재의 중립축과 콘크리트의 중립축 2개가 존재하게 되므로 중립축이 1개인 합성단면에 비해 인장 및 압축응력이 훨씬 작아지게 되어 역학적으로 불리한 단면이다. 이와 같이 전단연결부는 강합성 구조에서 매우 중요한 설계 요소이고 전체 구조물의 거동을 좌우한다고 할 수 있다.

(3) 개발 장비의 내용

전단 연결재가 H형강 구조재에 일체로 부착되고 또 콘크리트에 정착된 합성구조에 있어서 전기로 본체를 가열공간이 수직이 되도록 견고한 바닥면 위에 설치한다. 합성구조의 H형강 구조재를 가열공간에 삽입시키되 그 하단이 바닥면에 닿도록 하고, 또 콘크리트 시험체용 개구부는 콘크리트 구조재에 의하여 밀폐되게 하고 바닥면에서 닿지 않도록 설치한다. 하중을 콘크리트 구조재에 재하시키면서 동시에 H형강 구조재를 고온으로 가열시켜 하중재하와 고온가열의 조건에서 전단연결재의 변위를 측정한다. 이러한 특징으로 합성구조 접합면의 고온조건 부착슬립 변형을 측정하는 장치를 개발하였고 특허출원(출원번호 :10-2007-0037777)하였으며 설계 개념도는 다음 그림 3.50과 같다.



(a) 단면도 (b) 투상도

그림 3.50 슬립테스트용 전기가열로

3. 내화피복 성능향상 기술개발

가. 내화 도료

일반적으로 화재 발생시 800~1000℃ 정도의 열이 발생하며 이로 인한 구조물의 안정성의 유지는 강구조물의 경우 재료의 가열로 인한 기계적 물성의 저하를 수반하기 때문에 구조물의 화재시 붕괴를 방지하는 측면에서 매우 중요한 요소이다.

가열 발포형 내화도료는 강구조물의 화재 안정성을 확보하기 위하여 사용하는 내화 피복법 중의 하나로 다른 재료에 비하여 시공이 간편하고, 박막형 피복이며 도장 작업에 의하여 작업이 이루어지고, 외관이 미려하다는 장점이 있음. 가열 발포형 내화 도료는 화재 발생시 도막의 발포와 발포로 인한 도막의 단열 효과로 인하여 도장되어 있는 모재의 표면 온도가 일정 시간 동안 일정한 온도 이상으로 상승되는 것을 방지하는 형태의 기능성 도료로, 바인더의 구성에 따라 무기계 내화도료와 유기계 내화 도료로 크게 나눌 수 있으며, 유기계 내화 도료는 용매의 형태에 따라 수성계 유기 내화도료와 유성계 유기 내화도료로 구분할 수 있음. 피도물에 도장시에는 1 mm~수 mm로 도장되며, 화재시 도료 표면의 가열에 의하여 도막이 수십~수백배까지 발포되어 단열층을 형성한다.

현재 국내에서는 철골 건축물에 적용되는 부위별로 다양한 내화구조 시스템이 내화구조로 인정되고 있으며, 첨단 산업 및 환경적 요인의 증대에 따라 폐기물 및 공해의 위험이 적은 내화도료의 수요가 점차 늘어나고 있음. 하지만 내화도료는 적용 위치, 재료의 화학적 성분, 배합 및 시공방법 등에 따라 내화 성능에 차이를 나타내며, 외부 환경 등에 따라 내구성이 변화되어 최종적으로 요구되는 내화성능이 저하될 가능성이 타 구조 및 재료에 비하여 크다. 따라서 내화도료의 내화성능

및 내구성의 확보와 함께 이를 적정하게 시험, 평가할 수 있는 방법에 대한 연구가 요구된다.

현재 사용되고 있는 KS F 2257 건축 부재의 내화 시험 방법으로 내화성능 자체를 평가할 수는 있으나 환경에 따른 내구성이나 내화 성능의 변화를 구체적으로 측정할 수 없으며 내화도료의 내부적인 화학적 변화에 대해서도 뚜렷하게 알려진 바는 없다. 이에 본 연구에서는 UV등 실제 환경 조건의 요소들을 내화도료에 일정 기간 가하고 그 변화 과정과 변화 요소를 분석 할 수 있는 방법을 모색하였다.

나. 열전달 실험

내화 피복재의 고온에서의 물성 변화를 알아보기 위하여 열중량 분석을 실시하였으며, Laser Flash 측정법을 통해 열전도율, 비열, 열확산계수를 측정하였다.

(1) 열중량 분석과 시차 주사 열량계

(가) 열중량 분석

시료에 온도 프로그램을 가하여 시료의 질량 변화를 시간이나 온도의 함수로써 측정함. 재료의 질량 손실은 증발이나 가스 상 산물을 생성하는 화학반응에 의해 발생됨. 열중량 분석은 분활성 환경에서 분해 온도와 분해 반응과정에 대한 정보뿐만 아니라 공기나 산소 환경하에서 연소과정에 대한 연구를 가능하게 한다.

(나) 시차 주사 열량계

시료와 불활성 기준 물질에 동일한 온도프로그램을 가하여 시료로부터 발생되는 열유속 차이를 측정함. 하나의 가열로에서 시료와 기준 물질이 이상적으로 동일한 Pan에 각각 놓여져 열손실과 Pan의 영향이 효과적으로 보상됨. 열유속은 전도된 전력에 상당하며 와트(W, Watt)나 밀리와트(mW) 단위로 측정됨. 열 유속이나 전도전력을 시간으로 미분하면 에너지량으로 환산되며 $mW.s$나 mJ로 표시됨. 전도된 에너지는 시료의 엔탈피 변화에 상당함. 즉, 시료가 에너지를 흡수하면 엔탈피 변화는 흡열 과정이며 에너지를 방출하면 이 과정을 발열 과정이라 함. 시차주사 열량계는 엔탈피 변화와 전이에 의해 발생되는 열적 거동에 대해 다양한 정보를 제공함. 본 실험에 사용된 내화 도료는 표 3.18과 정리됨. 국내의 서로 다른 내화도료 생산 기업의 3개 제품을 사용하였다.

표 3.18 연구에 사용된 국내 내화도료 제품 특성

생산회사	제품 특성
S사 제품	유성 유기계 내화도료
K사 제품	수성 유기계 내화도료
H사 제품	무기계 팽창형 내화도료

(2) 열중량 분석과 시차 주사 열량계 측정 결과

일반적으로 내화도료에 첨가되어 있는 Melamine과 Ammonium Polyphosphate 등은 기질에 스스로 붙어 있기가 힘들기 때문에 기질로부터 첨가물이 떨어져 나가는 것을 방지하기 위하여 수화물인 붕사가 함께 첨가되어 진다. 붕사는 보통 200℃에서 결정수를 잃으므로 열중량 분석에서 200℃ 부근에서 질량의 감소 현상이 시작되는 것은 붕사에 결합되어 있던 결정수가 떨어져 나가기 때문이다.

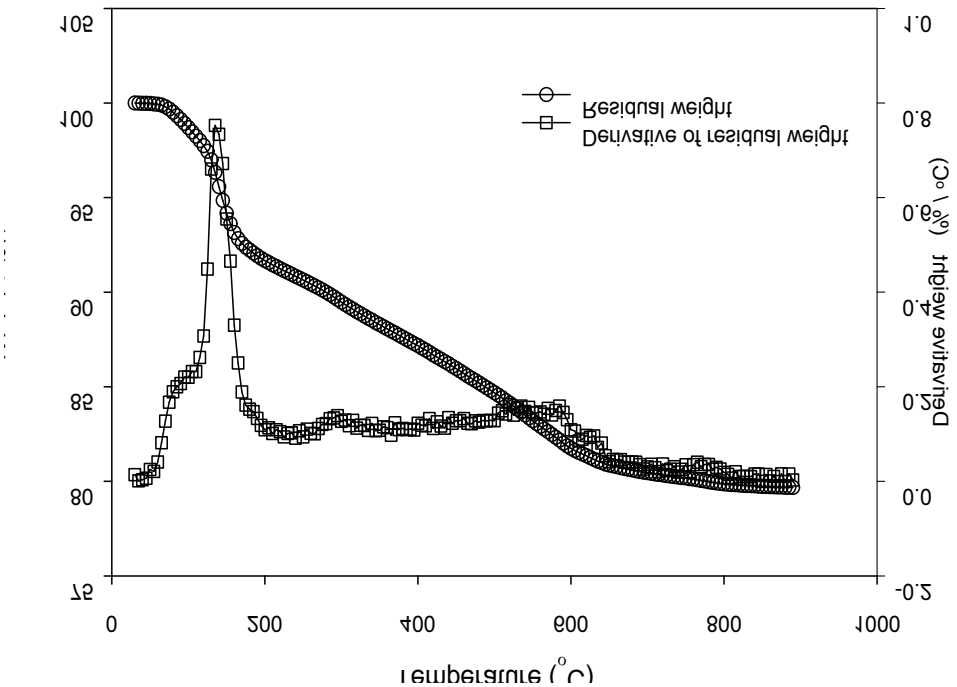


그림 3.51 H사 내화도료의 열중량 분석

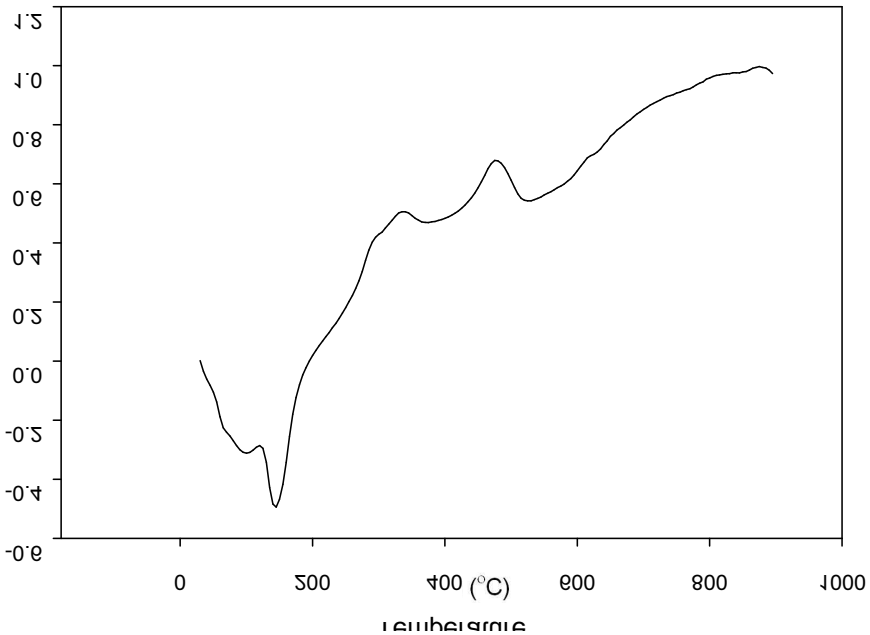


그림 3.52 H사 내화도료의 시차 주사 열량 분석

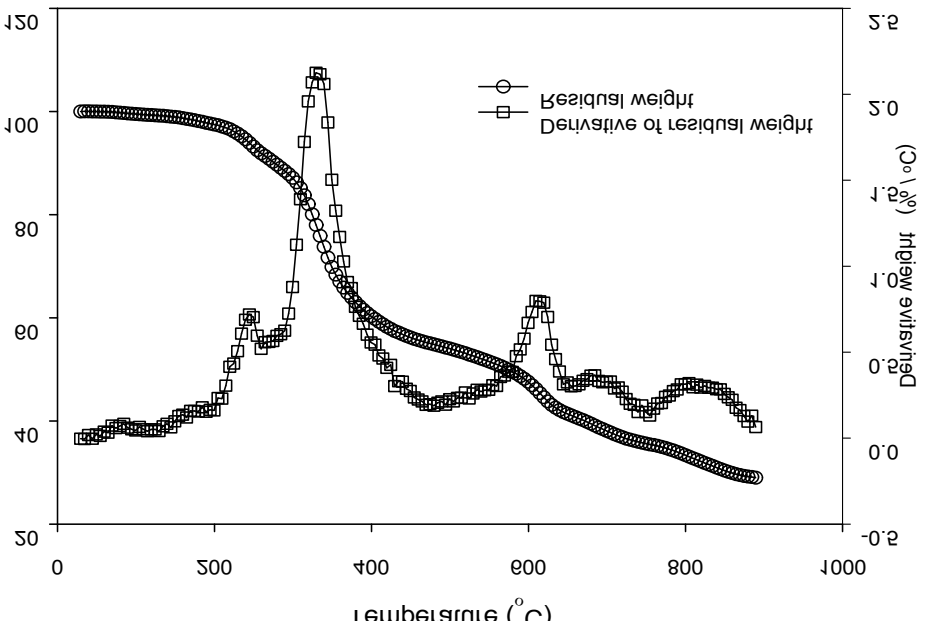


그림 3.53 K사 내화도료의 열중량 분석

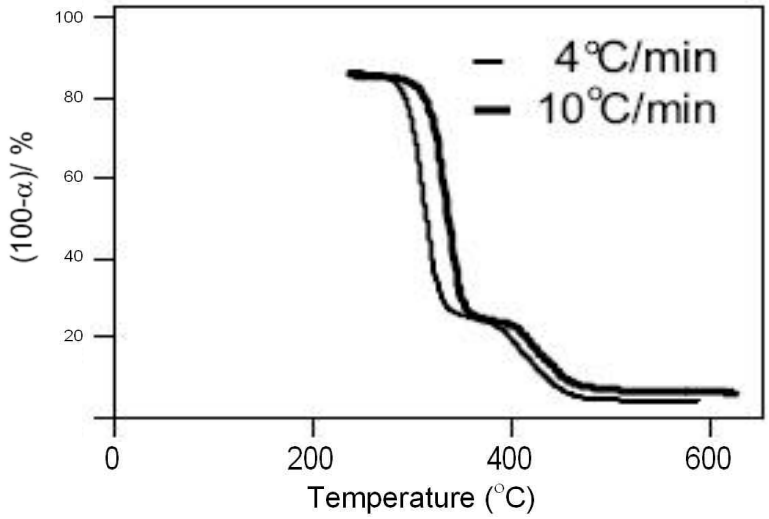


그림 3.54 폴리비닐아세테이트의 열중량 분석

그림 3.54을 보면 Poly Vinyl acetate가 400℃근처에서 두 단계로 분해되어 600℃에 이르러서는 거의 100 %가 소실되는 것을 알 수 있음. K사의 열중량 분석결과에서도 400℃ 부근에 큰 질량 감소가 있는데 Resin인 Poly Vinyl acetate가 이때 대부분 분해되었음을 알 수 있고, 600℃에서는 남은 잔류 Resin과 무기물 주위에 있던 물질들이 연소되었음을 추측할 수 있다.

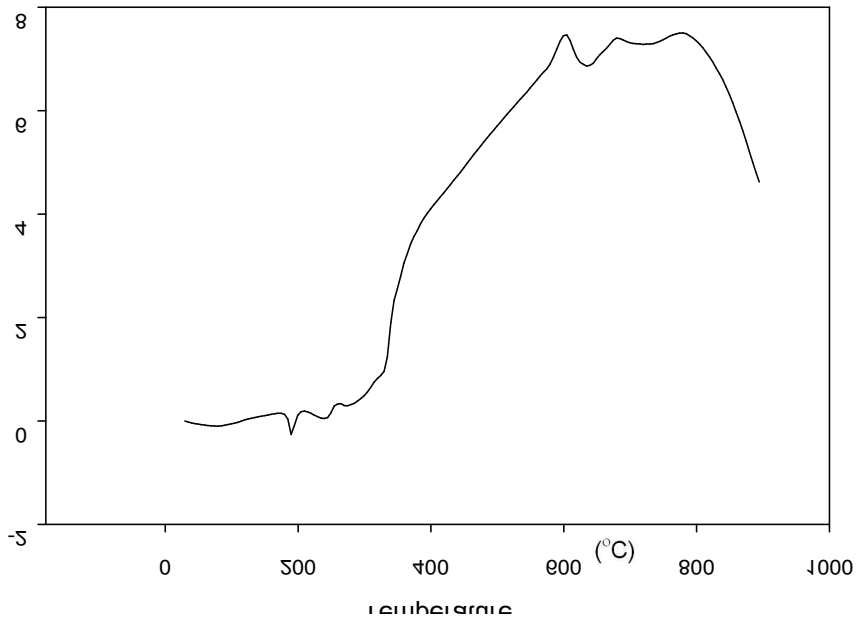


그림 3.55 K사 내화도료의 시차 주사 열량 분석

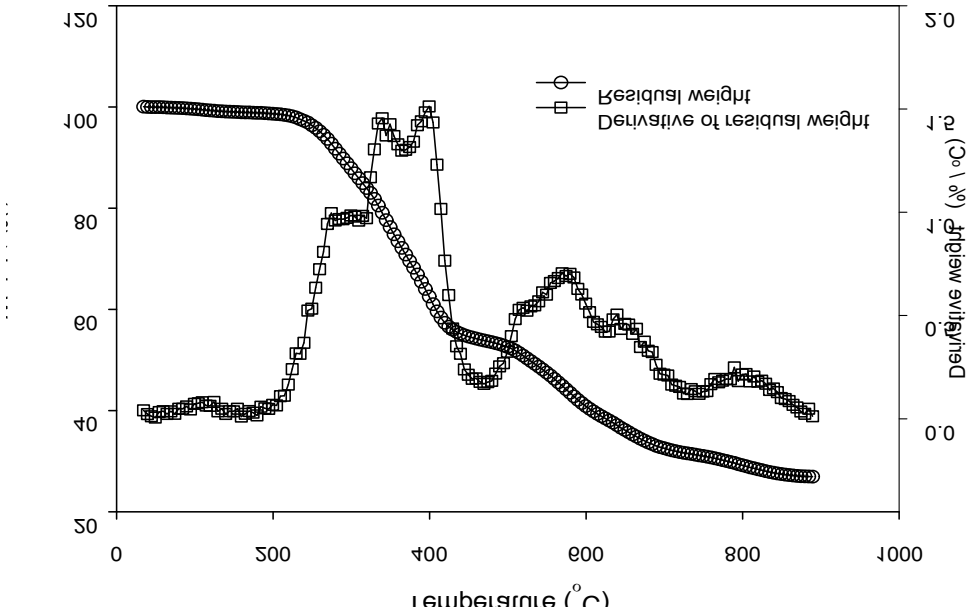


그림 3.56 S사 내화도료의 열중량 분석

K사의 실험결과와 유사하게 200℃~400℃에서 붕사의 결정수가 분리되어 증발되고 Resin이 연소됨을 알 수 있고 600℃ 부근 에서는 남은 잔류 Resin과 무기물 주위에 있던 물질들이 연소되었음을 추측할 수 있다. (그림 3.51~3.56)

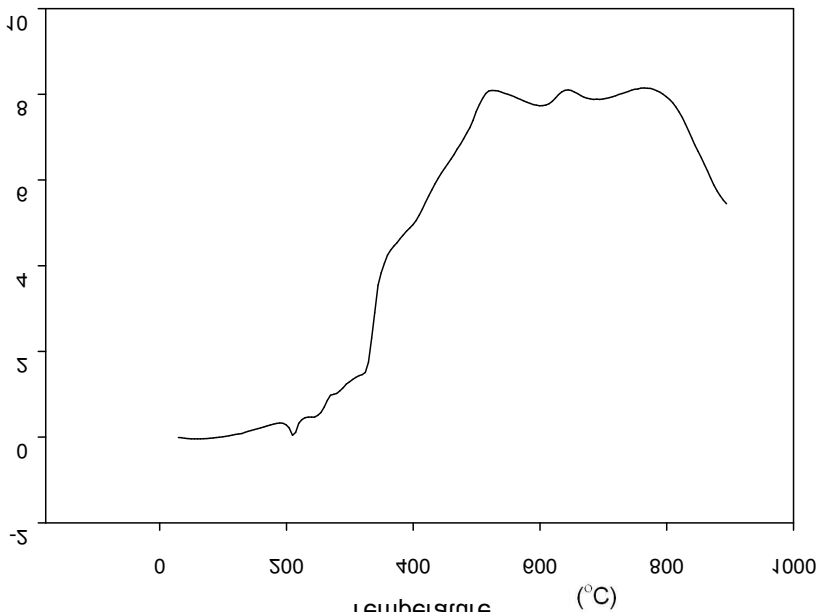


그림 3.57 S사 내화도료의 시차 주사 열량 분석

다. 열전도와 열확산계수 측정

각각의 내화도료(표 3.19)를 약 2 mm정도의 두께로 도포하여 400℃의 전기로에 30분 놓아두었다가 꺼내어 식히고 밀도를 측정한 후 Laser flash 측정법으로 그림 3.58과 같이 비열과 열전도, 열확산계수를 측정하였으며 실온, 200℃, 500℃, 700℃, 900℃에서 측정하였다.

표 3.19 연구에 사용된 국내 내화도료 제품의 밀도

생산회사	밀도 (g/cm^3)	
	건조후	팽창후
S사 제품	1.26	3.50e-4
K사 제품	1.29	1.58e-2
H사 제품	1.72	1.00

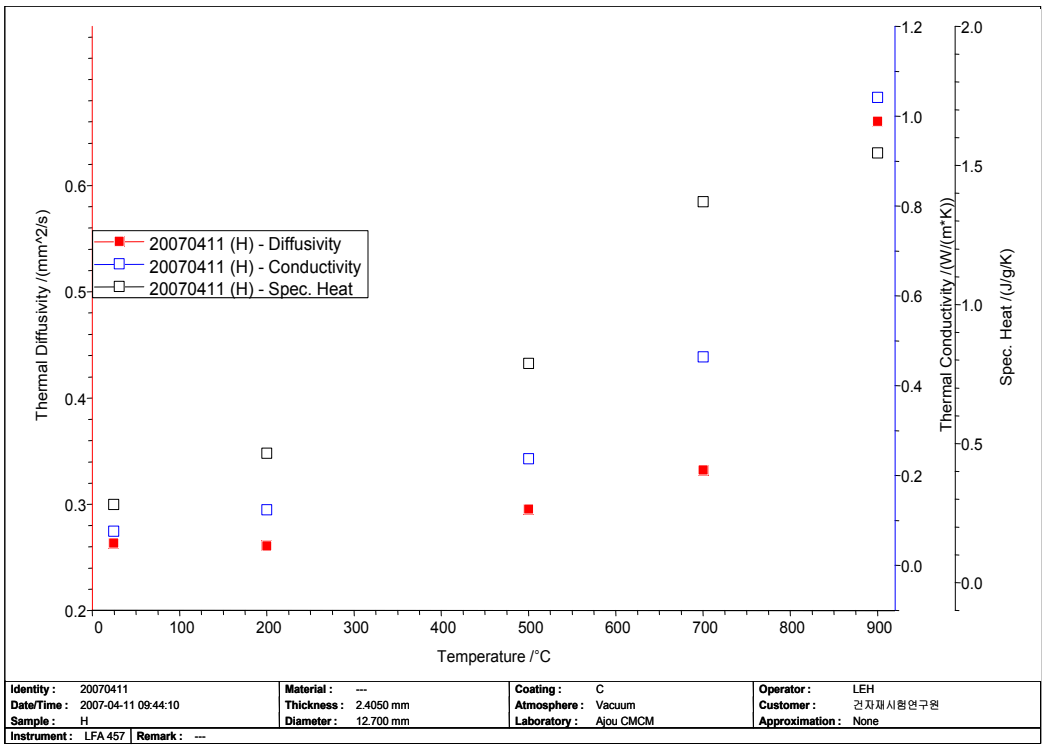


그림 3.58 H사 내화도료의 비열, 열전도 및 열확산 계수 측정

200℃에서는 열전도도가 감소하였으나 500℃에서는 증가하기 시작하여 900℃에서 급격히 증가함을 볼 수 있다. 실험을 종료한 후 시료의 상태 또한 두께가 약 50

%정도까지 줄어들고 휘어져 있었으므로 추후에 도료를 900℃까지 처리하여 Laser Flash측정법에 의한 열전도, 열확산 계수 측정 실험을 재 실시하여 확인하려고 계획하고 있다.

라. Cone Calorimeter Test

내화도료의 실재 화재에서의 거동을 실현해보기 위해서 Cone Calorimeter 시험을 실시하였음(그림 3.58~3.60). 거치대에 0.4~0.5정도로 도포되어진 S사, K사, H사의 내화도료를 올려놓고 열원과의 거리를 5 cm정도 떨어뜨려서 실험을 실시하였음. 이는 도료에 열이 가해지면서 부풀어 오를 것을 예상하여 조치한 것이며 이로 인해 열원에서 조사되는 열량은 50 kW/m^2였으나 실제로 도료 표면에 도달하는 열량은 37 kW/m^2로 보정되어졌음. 열량을 조사하는 시간은 300초로 제한했다.

유기계 유성 도료인 S사의 내화 도료의 경우 질량이 감소하는 속도가 가장 빨랐고 300초 동안 천천히 전체적으로 부풀어 올랐음. 유기계 수성도료인 K사의 내화도료는 초기에 불이 붙었다가 2~3초 후에 꺼졌고 실험 시작 후 20~30초 내에 부풀어 올랐으며 열이 직접 가해지는 중앙 부분이 더 심하게 부풀어 올랐고 가장자리가 구부러지는 현상이 보였음. 무기계 수성 도료인 H사의 내화도료의 경우는 실험 시작 후 수초 안에 전체적으로 구부러졌으며 부푸는 현상이 앞선 S사와 K사의 도료보다 덜 나타났음. K사와 H사의 내화도료는 거의 유사한 질량 감소 경향을 나타내었으며 이는 이 두 가지 도료가 S사의 도료보다 화재 시 초기 반응이 천천히 일어남을 추측할 수 있게 해줌. 더 긴 시간 열을 가할 경우 질량의 감소가 멈추고 연소되지 않는 물질만 잔류하여 일정한 질량을 유지하게 될 것을 기대할 수 있으며 추후 질량의 변화가 더 이상 일어나지 않는 지점까지 시간을 연장한 재 실험을 계획하고 있다.

도료 표면에 가해진 열량은 약 37 kW/m^2이며 S사의 도료의 경우에는 열량을 받은 표면으로 재 방출하는 양이 150℃에서부터 약 2.11 MJ/m^2로 일정하게 나타났음. K사는 300℃에서 3.07 MJ/m^2 정도였으며 어느 정도 방출량 증가율이 안정되는 경향을 보였음. 그러나 H사의 도료의 경우에는 계속 방출량이 늘어나고 있으며 도료의 물성변화가 계속 진행되고 있다고 추측할 수 있음. 또한 S사의 내화 도료의 경우 다른 도료들에 비하여 빠른 시간 내에 부풀어 오르고 탄화과정이 진행되어 안정된 상태에 이르므로 화재 초기 내화 성능은 가장 우수한 것으로 생각됨. 다만 실험 시간을 좀더 길게 하여 모든 도료가 안정된 상태까지 도달하도록 한 뒤에 각각의 화재 시 거동에 관하여 다시 분석해 볼 필요성이 있다.

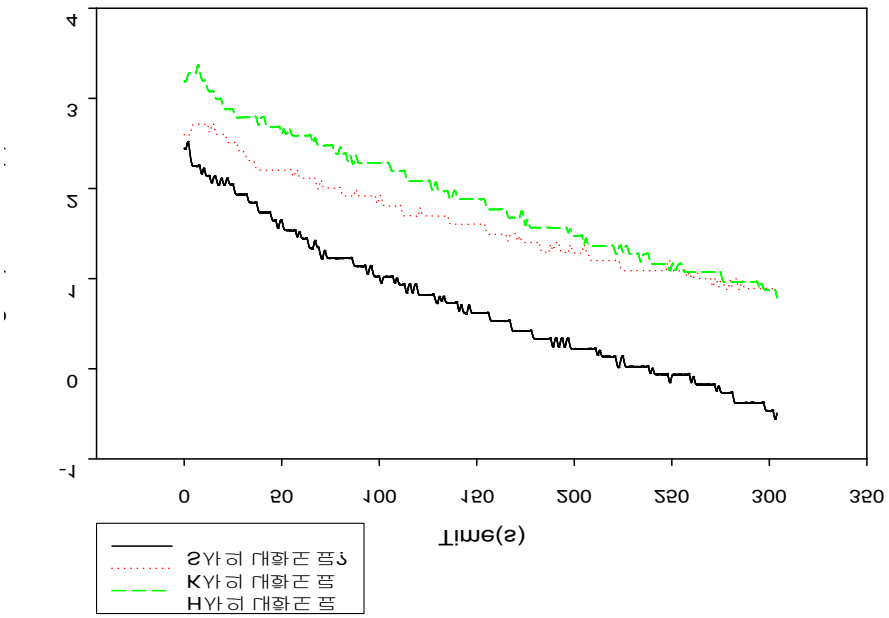


그림 3.59 3사 도료의 질량 감소 경향

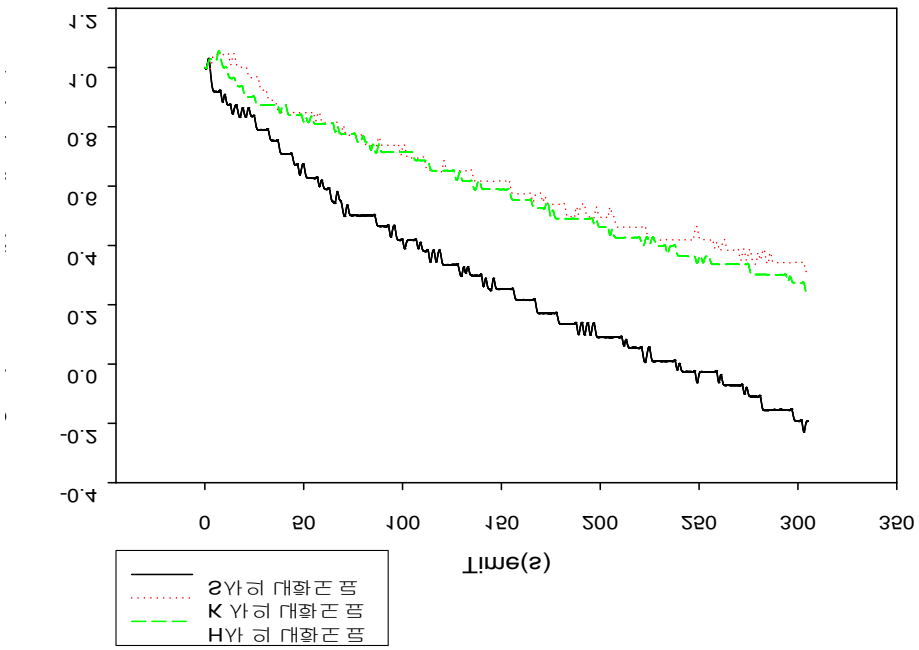


그림 3.60 질량 감소 경향의 표준화 값

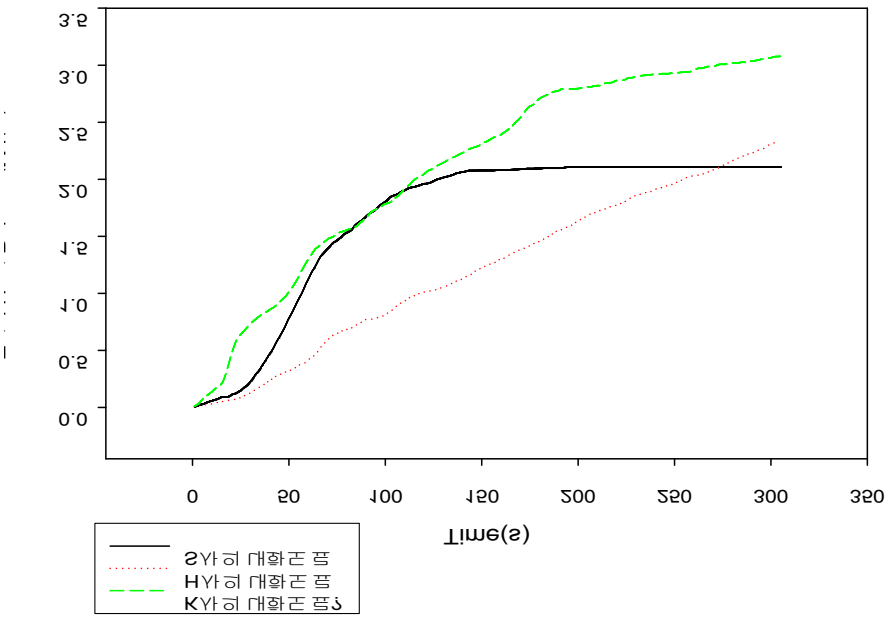


그림 3.61 3사 도료의 Total Heat Release

마. 내화로 실험 계획

300 × 300 사이즈의 H형강 중 세 종류의 H_p/A값을 선택하여 각각 6개의 열전대를 용접하여 장착하고 시간별로 내화로 실험을 실시하여 그 변화와 차이점을 분석할 예정이며(표 3.20), 현재 H형강과 데이터 로거, 열전대를 구입하는 과정에 있다.

표 3.20 내화로 실험 계획

Hp/A	Time
96	1/2, 1, 2 시간
128	1/2, 1, 2 시간
160	1/2, 1, 2 시간

라. 내화피복의 재하율에 따른 화재거동/성능분석

내화 피복의 재하에 따른 성능분석을 위하여 시편을 0.3 mm두께의 철판에 도포한 후 이를 200, 400, 600 온도의 전기로에 각각 30분간 방치한 후 원통형 맨드릴관을 이용하여 KS M ISO 1519에 따라 휘어서 시편의 표면을 관찰하였다. 이는 재하 상황에서의 보의 휨에 따른 내화피복의 성능 발현에 대한 실험실적 묘사방법으로 고안되었음. 이에 따른 결과는 표 3.21에 기술되어 있다.

표 3.21 내화피복의 재하에 따른 성능분석

온도(℃)		시편의 표면
S사 제품	200	도막의 균열 거의 없음
	400	도막의 미세 균열 많음
	600	도막의 미세 균열 및 국부적 박리
K사 제품	200	도막의 균열 거의 없음
	400	도막의 미세 균열 많음
	600	도막의 미세 균열 및 국부적 박리
H사 제품	200	도막의 균열 및 국부적 박리
	400	도막의 균열 및 국부적 박리
	600	도막의 균열 및 국부적 박리 많음

바. 내후성 시험

(1) UV 조사 시험

(가) 시험 방법

ASTM G 154-04을 참조하여 실험 조건 결정하였다. 4시간 동안 60℃에서 UV(310 nm, 0.63 W/m2/nm)를 조사 하고, 4시간 동안 50℃에서 응축시키는 과정을 번갈아 반복하며 720시간 동안 유지하도록 하였다. 실험 시료를 각(H사, S사, K사) 5개씩 제작하여 설치하고 145시간마다 한 개씩 꺼내어 도료의 변화를 IR로 분석하였음(그림 3.62~그림 3.73). S사는 수성계 유기 내화도료이며 K사는 유성계 유기 내화도료, H사는 무기계 내화도료로서 실험에 사용하였다.

(나) 실험 결과

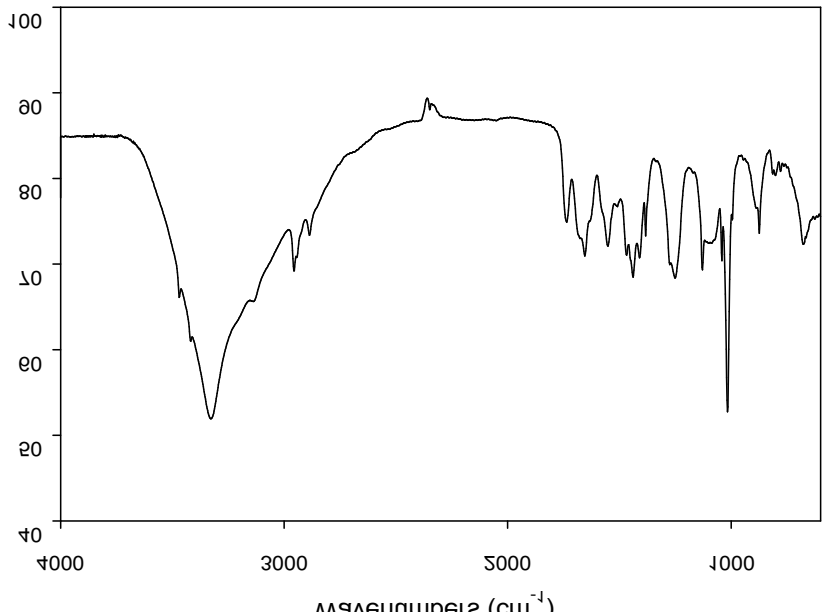


그림 3.62 K사 초기표본의 IR

3500cm^{-1} 부근과 1500cm^{-1}부근에서 발포제인 Melamine의 특성 피크가 관찰되어지며, 1000cm^{-1} 부근에서 Acid donor인 Ammonium Polyphosphate를 확인 할 수 있는 피크가 나타난다. 그 밖에 Resin과 Carbon Source의 특성 피크도 확인 할 수 있었다.

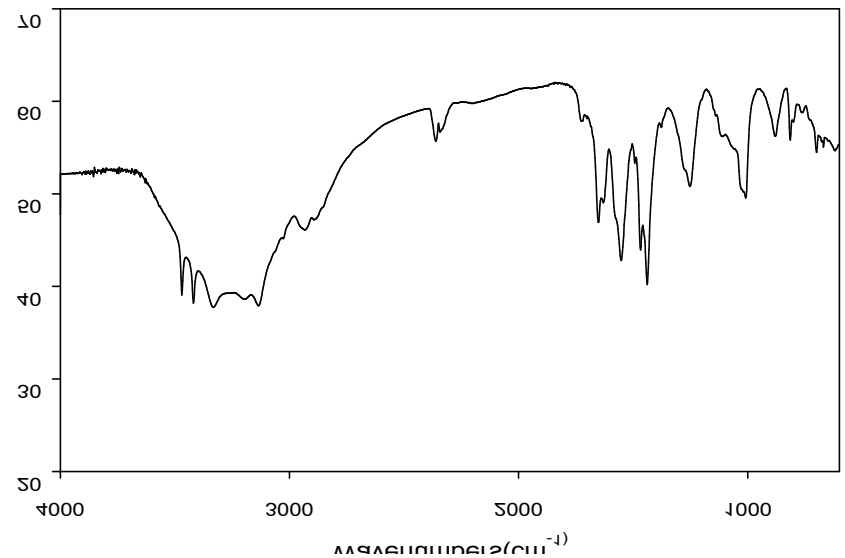


그림 3.63 S사 초기표본의 IR

3500cm^{-1} 부근과 1500cm^{-1}부근에서 발포제인 Melamine의 특성 피크가 확연하게 관찰되어지며, 1000cm^{-1} 부근에서 Acid donor인 Ammonium Polyphosphate를 확인 할 수 있는 피크가 나타났다. 그 밖에 Resin과 Carbon Source의 특성 피크도 확인 할 수 있었다.

H사의 도료는 무기 수성도료로서 도료 자체만의 성능을 보기 위해 상도를 입히지 않고 실험을 했기 때문에 2~3시간 안에 소실되었으므로 실험을 중지하였다.

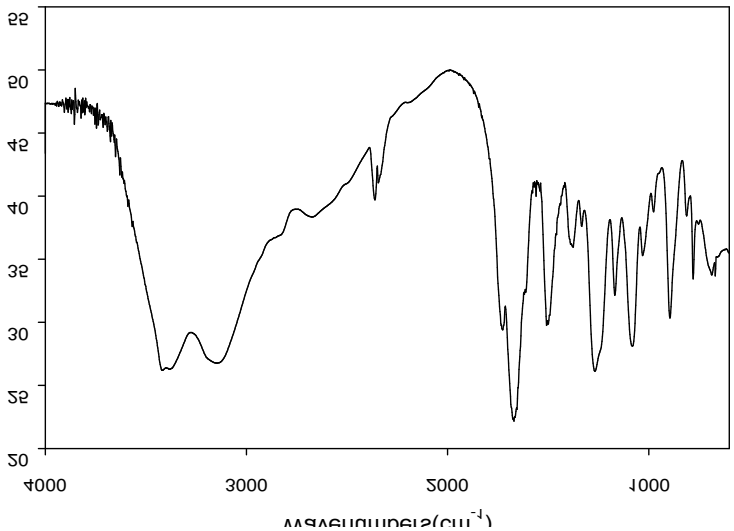


그림 3.64 K사 144시간 경과 후 1차 표본의 IR

발포제인 Melamine의 피크가 없어졌으며, 1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 크게 나타난 것으로 보아 Resin이 알데히드와 케톤으로 분해 되는 반응이 일어난 것으로 생각된다.

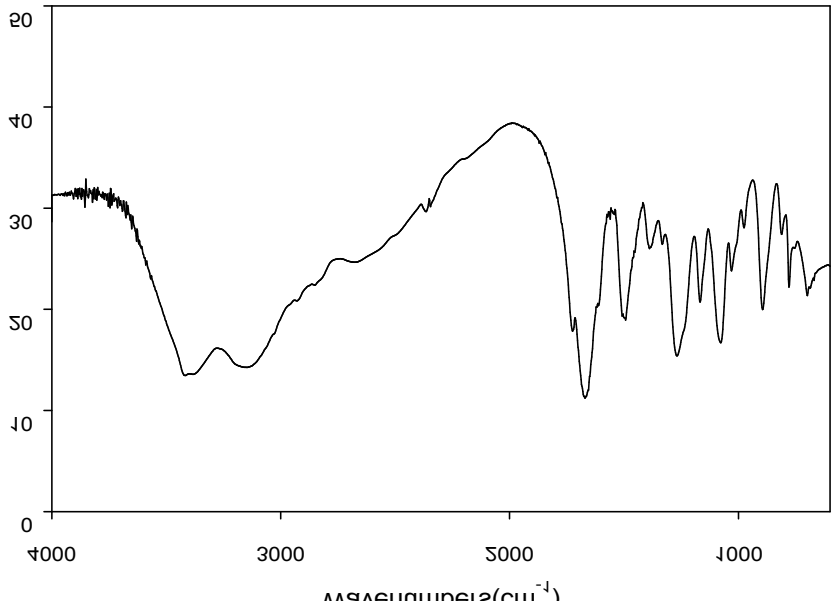


그림 3.65 S사 144시간 경과 후 1차 표본의 IR

K사의 경우와 유사하게 발포제인 Melamine의 피크가 없어졌으며, 1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 크게 나타난 것으로 보아 Resin이 알데히드와 케톤으로 분해되는 반응이 일어난 것으로 생각된다.

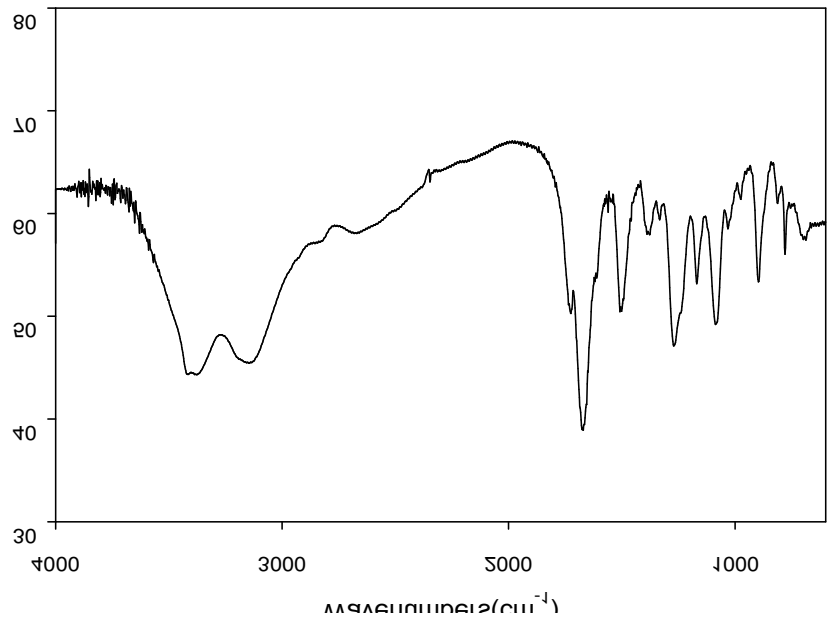


그림 3.66 K사 288시간 경과 후 2차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

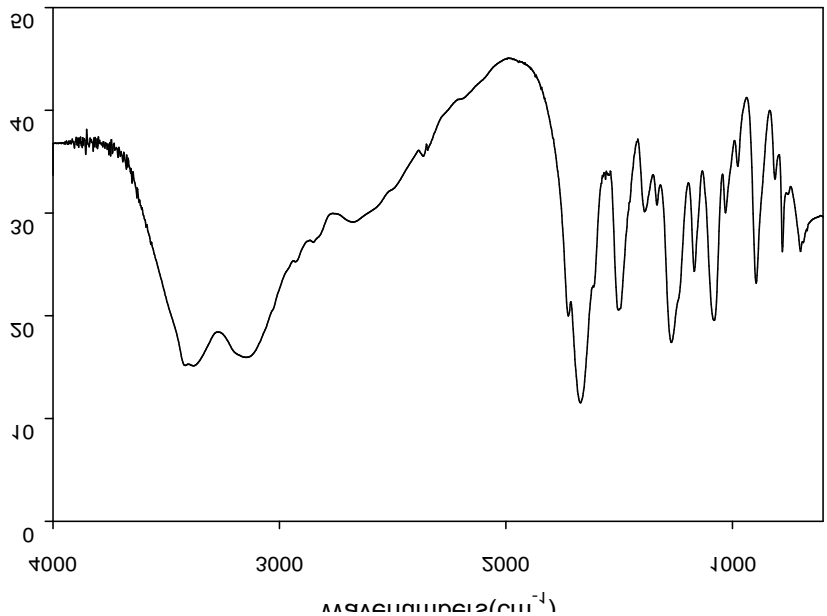


그림 3.67 S사 288시간 경과 후 2차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

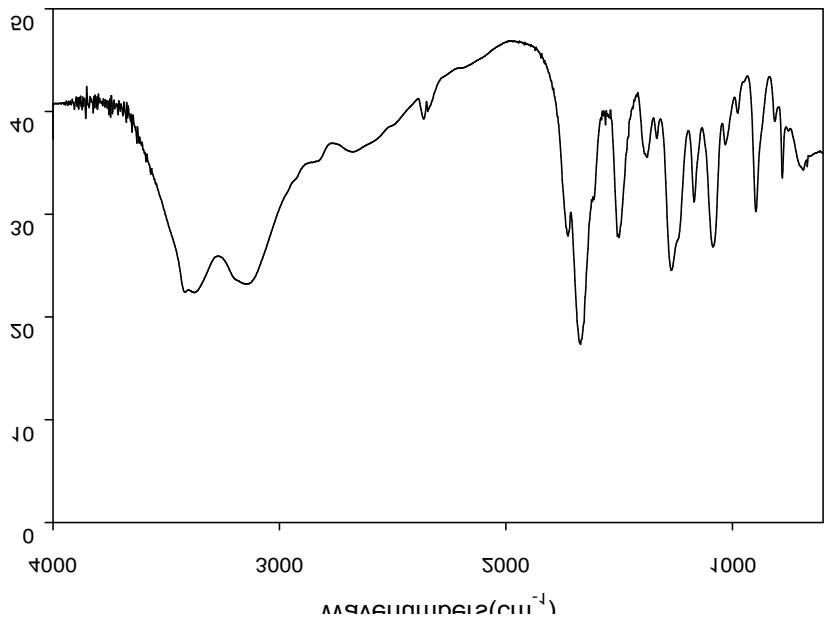


그림 3.68 K사 432시간 경과 후 3차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

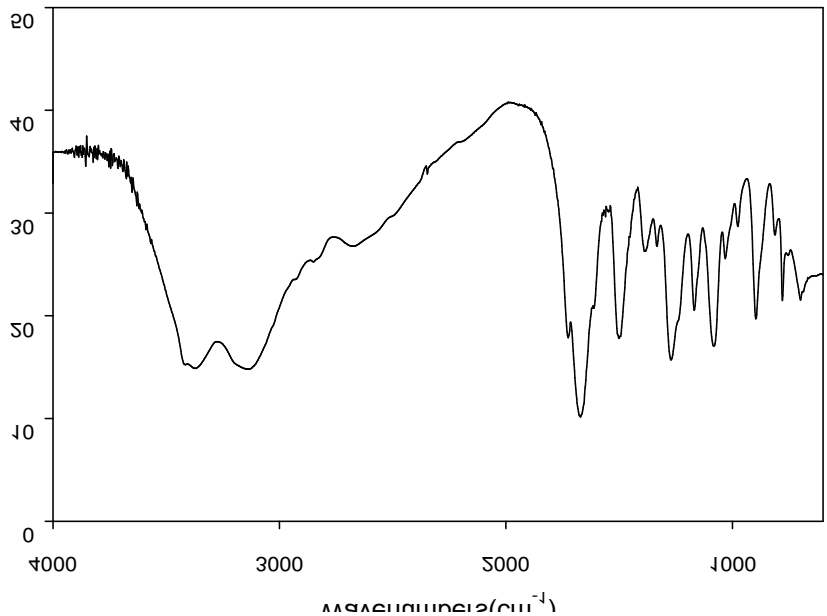


그림 3.69 S사 432시간 경과 후 3차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

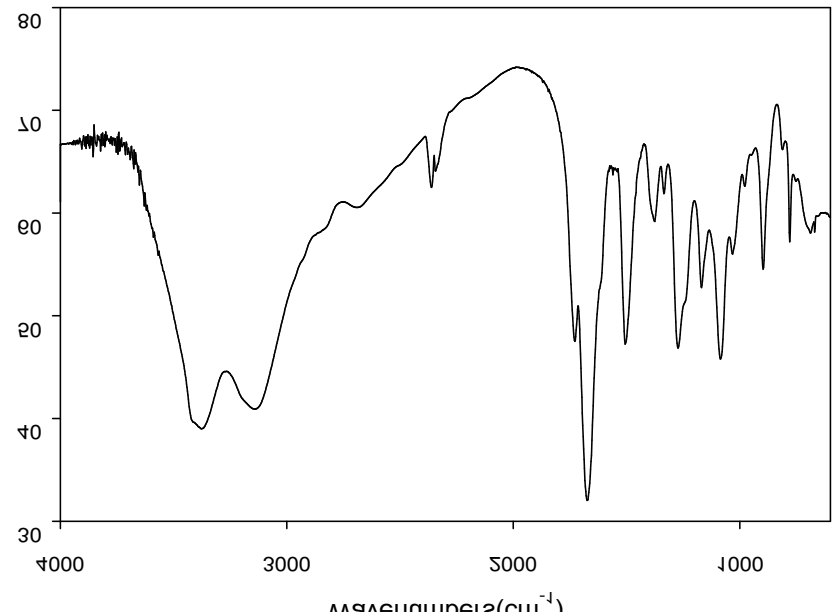


그림 3.70 K사 576시간 경과 후 4차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사하지만 1650cm^{-1}부근이 피크가 다른 피크에 비하여 더 크게 나타났으므로 Resin의 분해가 더 진행된 것으로 추측된다.

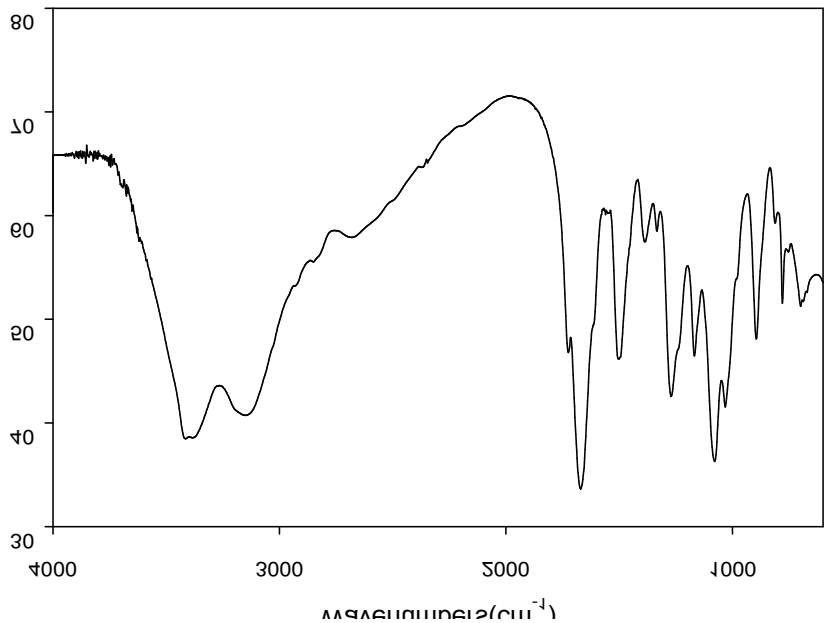


그림 3.71 S사 576시간 경과 후 4차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

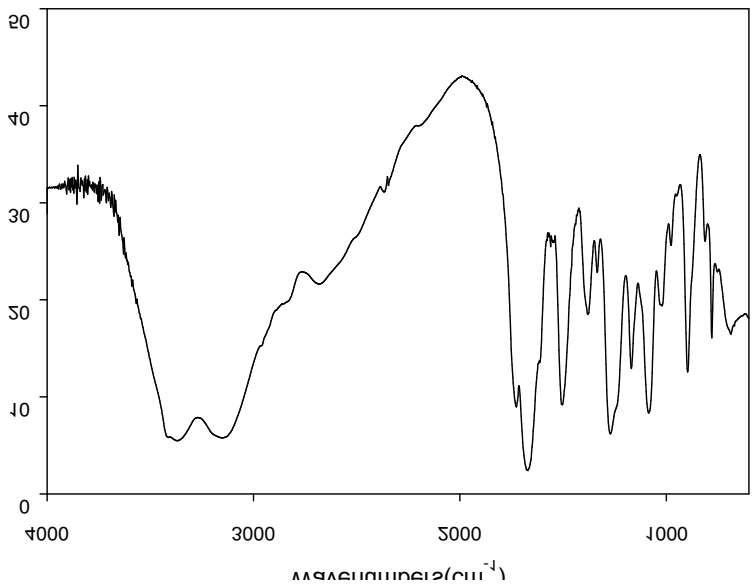


그림 3.72 K사 720시간 경과 후 5차 표본의 IR

4차 표본보다 1650cm^{-1}부근의 피크가 줄어든 것으로 보아 Resin이 분해 된 후에 다른 반응이 일어나서 카르보닐기가 줄어든 것으로 생각된다.

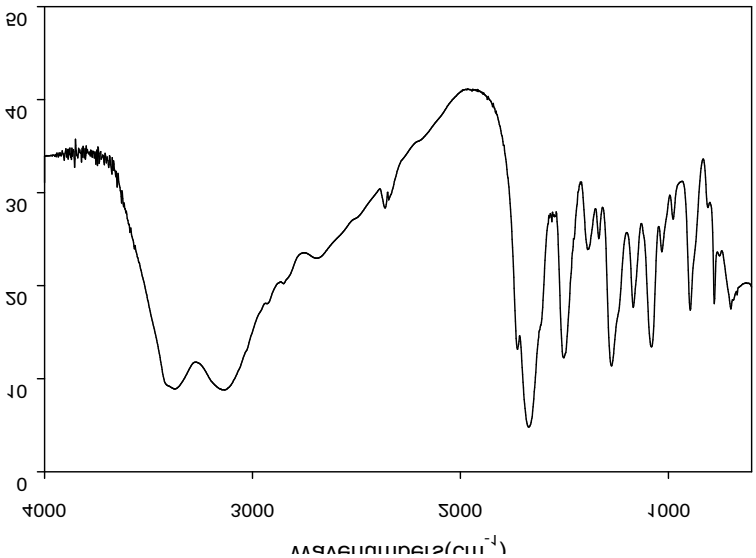


그림 3.73 S사 720시간 경과 후 5차 표본의 IR

4차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

(2) 캐스 분무 시험

(가) 시험 방법

KS D 9502에 의거하여 pH3.1의 염화나트륨, 염화구리 수용액을 제조하여 720시간 동안 일정하고 분무하는 실험을 실시하고, 각사의 표본을 4개씩 제작 설치하여 180시간 마다 수거하여 IR로 분석하였음.(그림 3.74~3.92)

(나) 시험 결과

3500cm^{-1} 부근과 1500cm^{-1}부근에서 발포제인 Melamine의 특성 피크가 관찰되어지며, 1000cm^{-1} 부근에서 Acid donor인 Ammonium Polyphosphate를 확인 할 수 있는 피크가 나타남. 그 밖에 Resin과 Carbon Source의 특성 피크도 확인 할 수 있었음.

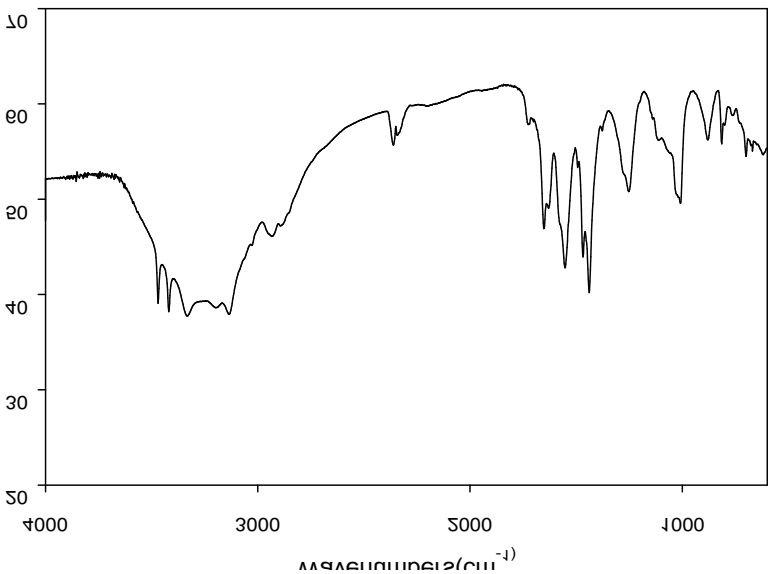


그림 3.74 S사 초기 표본의 IR

3500cm^{-1} 부근과 1500cm^{-1}부근에서 발포제인 Melamine의 특성 피크가 확연하게 관찰되어지며, 1000cm^{-1} 부근에서 Acid donor인 Ammonium Polyphosphate를 확인 할 수 있는 피크가 나타남. 그 밖에 Resin과 Carbon Source의 특성 피크도 확인 할 수 있었다.

H사의 도료는 무기 수성도료로서 도료 자체만의 성능을 보기 위해 상도를 입히지 않고 실험을 했기 때문에 2~3시간 안에 소실되었으므로 실험을 중지하였다.

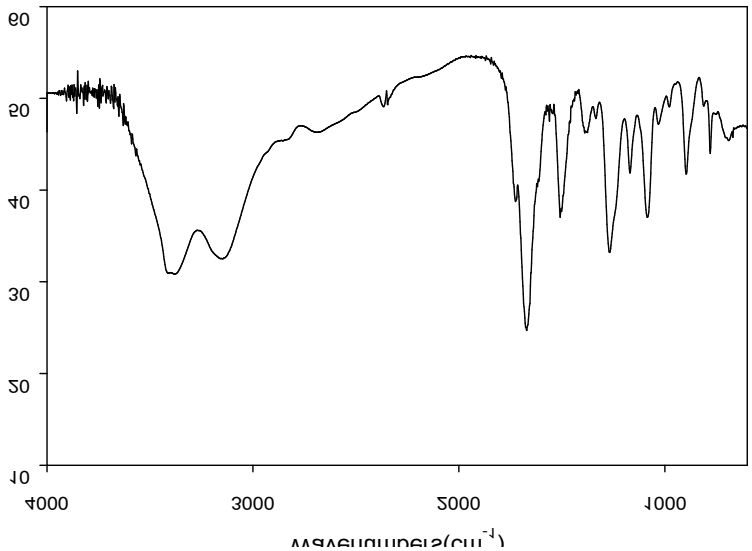


그림 3.75 K사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR

UV 조사 실험과 유사한 결과로 발포제인 Melamine의 피크가 없어졌으며, 1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 크게 나타난 것으로 보아 Resin이 알데히드와 케톤으로 분해되는 반응이 일어난 것으로 생각된다.

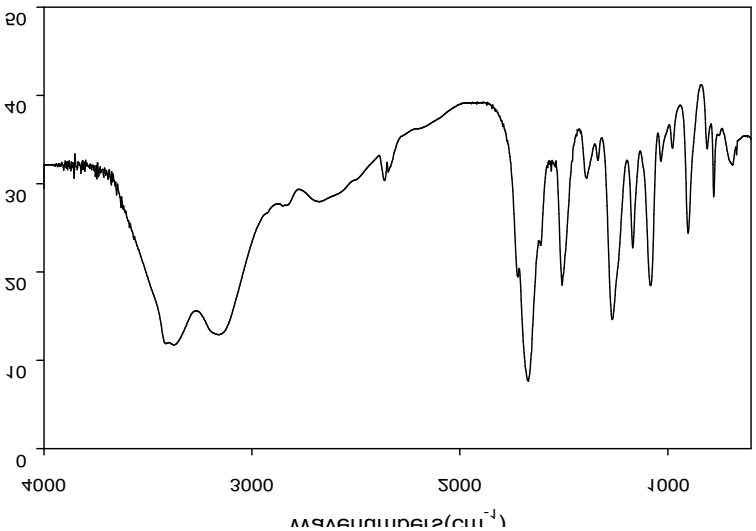


그림 3.76 S사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR

UV 조사 실험과 유사한 결과로 발포제인 Melamine의 피크가 없어졌으며, 1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 크게 나타난 것으로 보아 Resin이 알데히드와 케톤으로 분해되는 반응이 일어난 것으로 생각된다.

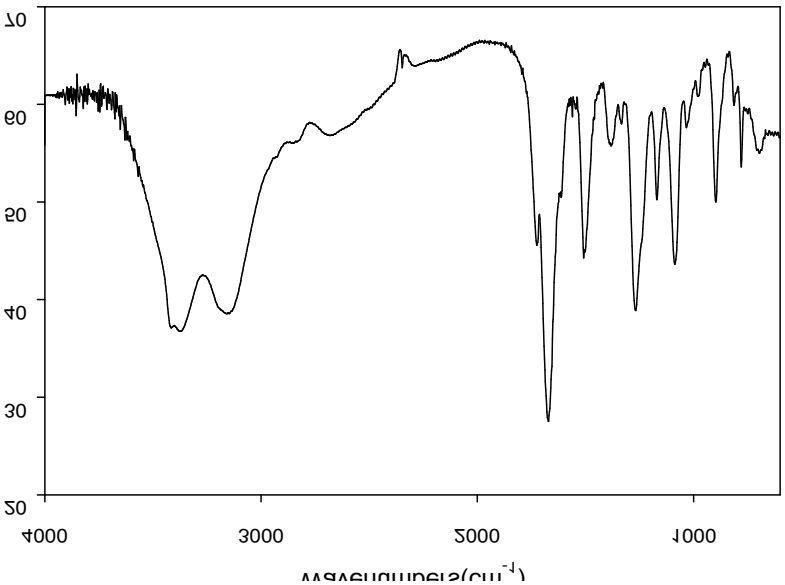


그림 3.77 K사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

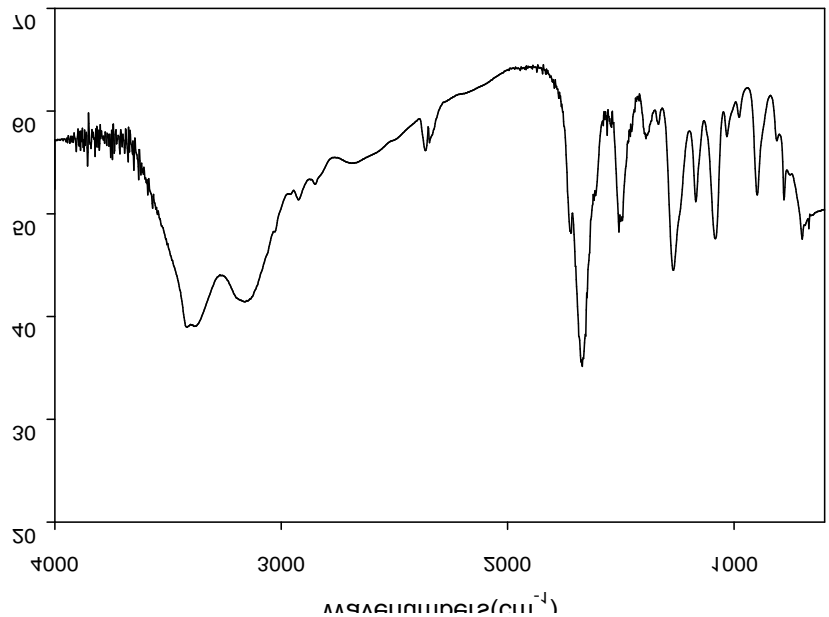


그림 3.78 S사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

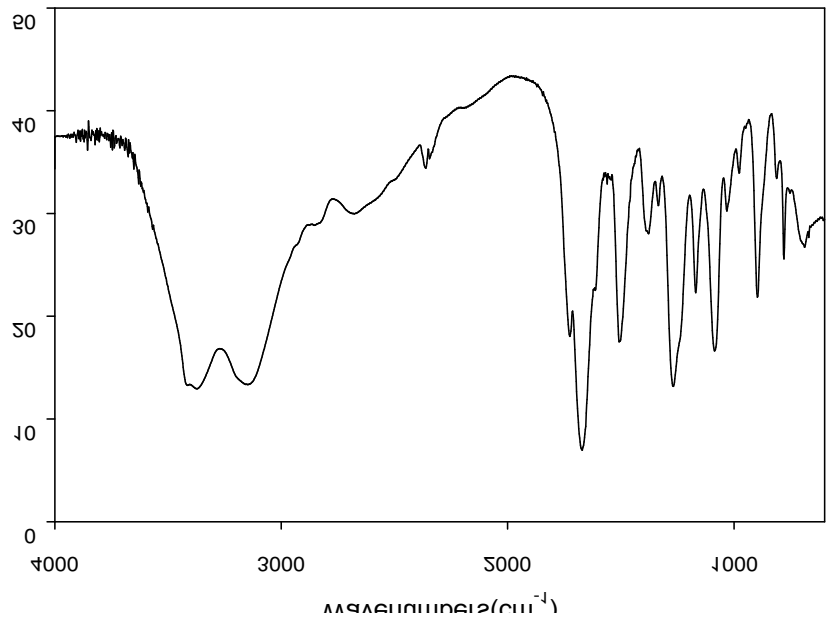


그림 3.79 K사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

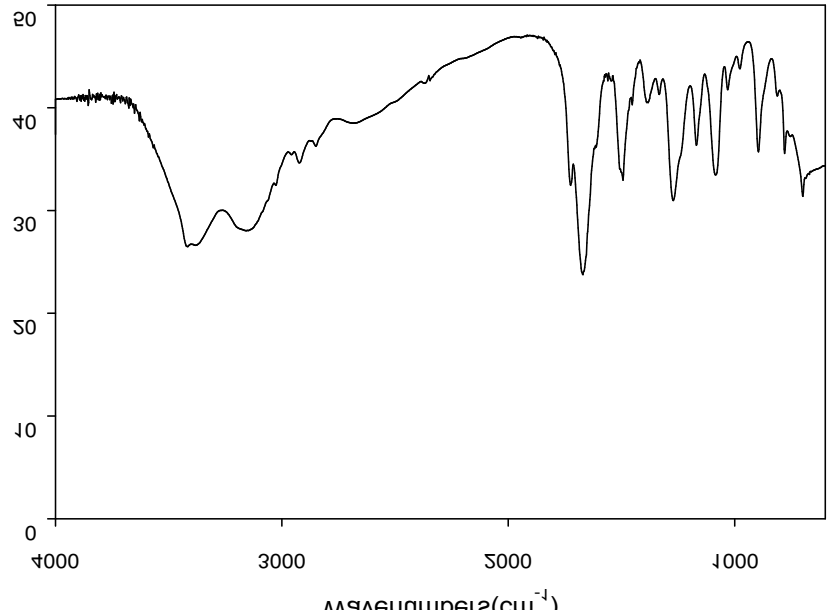


그림 3.80 S사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

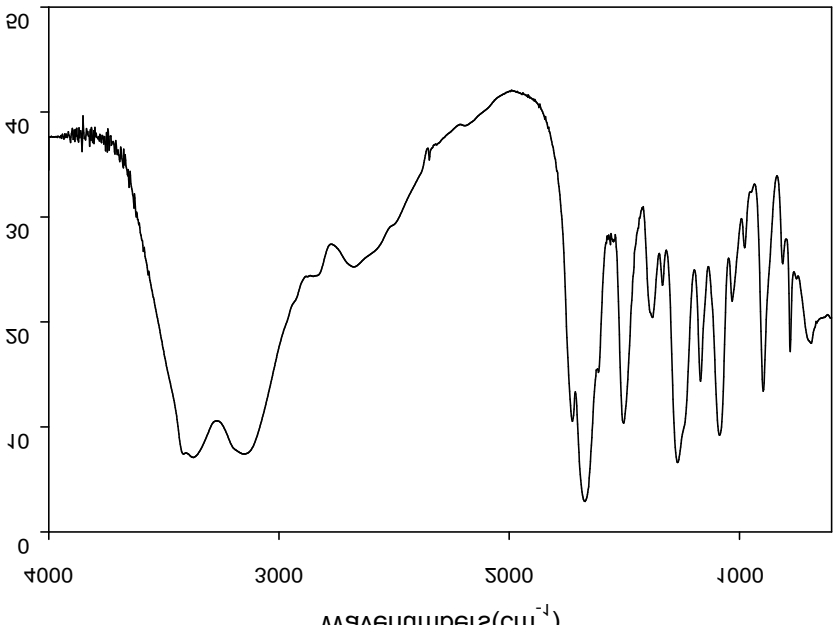


그림 3.81 K사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

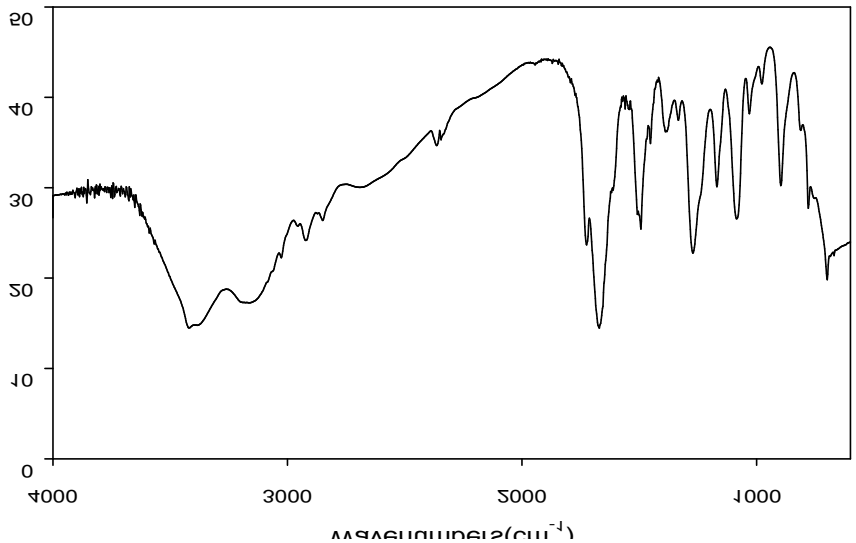


그림 3.82 S사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

(3) 고습도 시험

(가) 시험 방법

35℃의 분위기에 98 %의 고습도 상태로 720시간 동안 유지하는 실험을 실시하고, 각사의 표본을 4개씩 제작 설치하여 180시간 마다 수거하여 IR로 분석하였다.

(나) 시험 결과

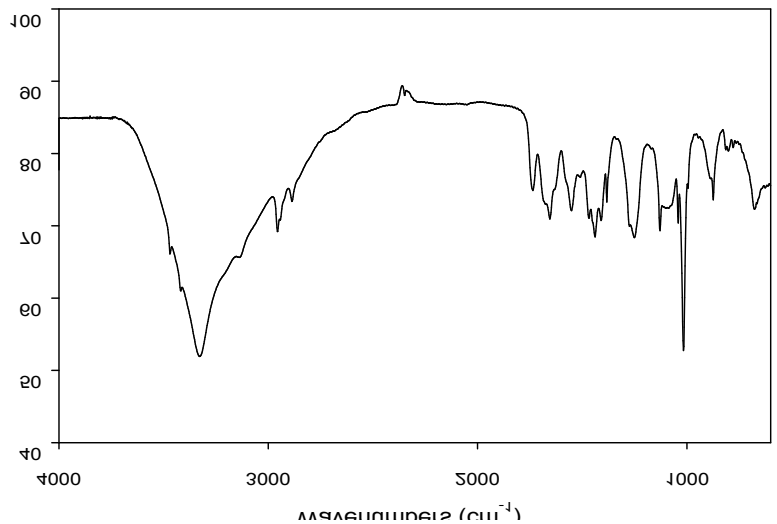


그림 3.83 K사 초기 표본의 IR

3500cm^{-1} 부근과 1500cm^{-1}부근에서 발포제인 Melamine의 특성 피크가 관찰되어지며, 1000cm^{-1} 부근에서 Acid donor인 Ammonium Polyphosphate를 확인 할 수 있는 피크가 나타남. 그 밖에 Resin과 Carbon Source의 특성 피크도 확인 할 수 있었다.

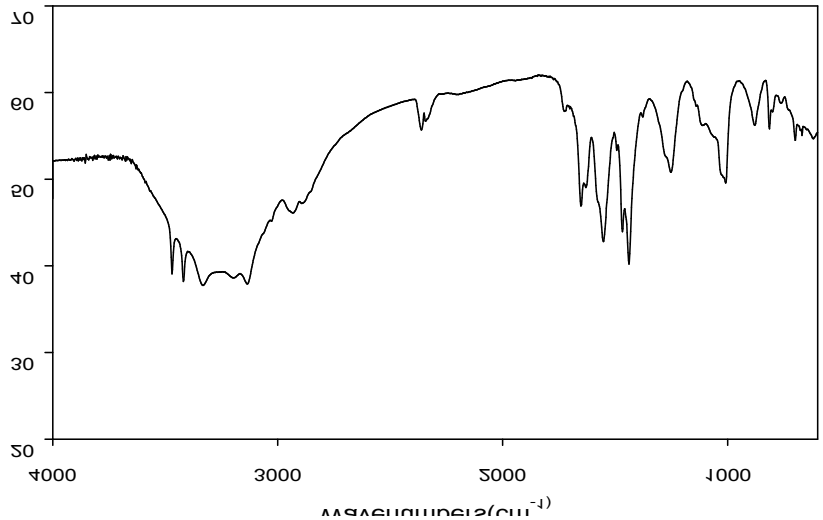


그림 3.84 S사 초기 표본의 IR

3500cm^{-1} 부근과 1500cm^{-1}부근에서 발포제인 Melamine의 특성 피크가 확연하게 관찰되어지며, 1000cm^{-1} 부근에서 Acid donor인 Ammonium Polyphosphate를 확인 할 수 있는 피크가 나타남. 그 밖에 Resin과 Carbon Source의 특성 피크도 확인 할 수 있었다.

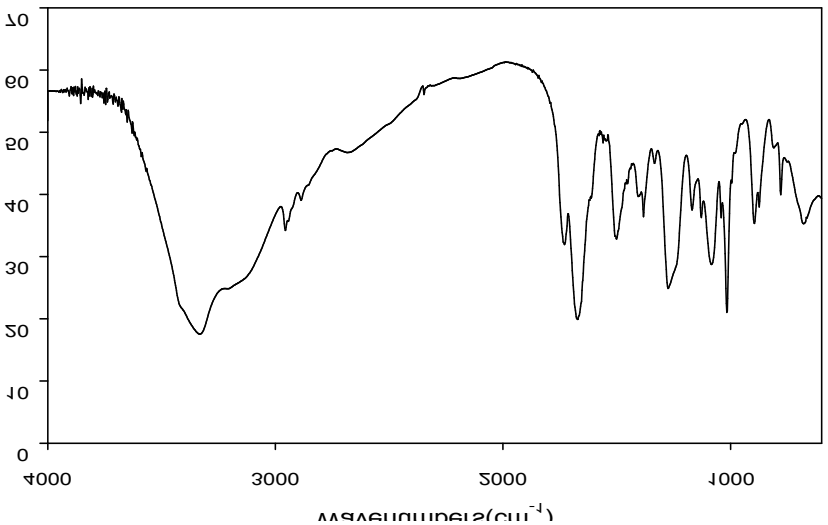


그림 3.85 K사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR

UV 조사 실험과 유사한 결과로 발포제인 Melamine의 피크가 없어졌으며, 1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 크게 나타난 것으로 보아 Resin이 알데히드와 케톤으로 분해되는 반응이 일어난 것으로 생각됨. 그러나 1000cm^{-1}부근의 Ammonium Polyphosphate의 피크가 UV 조사 실험과 캐스 분무 시험 때와는 다르게 크게 줄어들지 않은 것으로 보아 Ammonium Polyphosphate가 단순히 수분에 의해서는 쉽게 파괴되지 않는 것으로 추측된다.

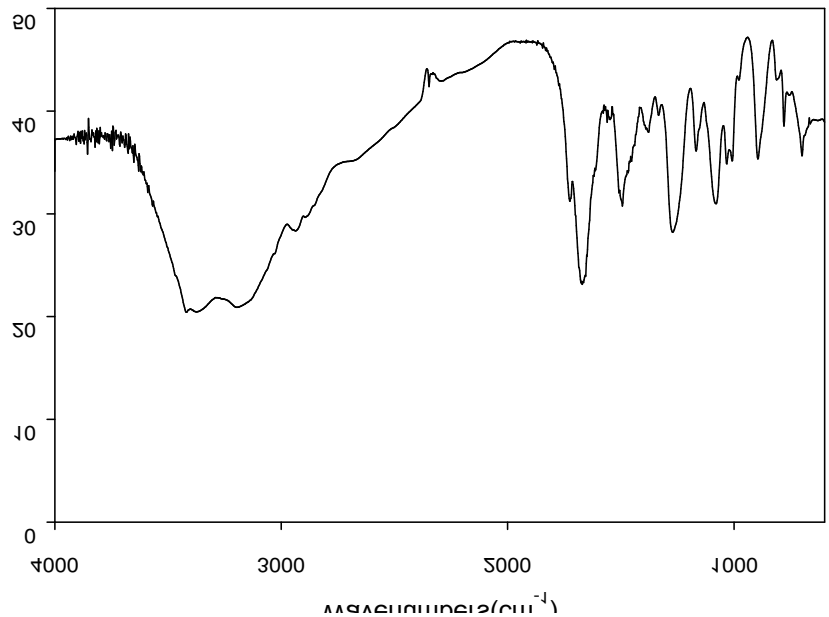


그림 3.86 S사 180시간 경과 후 1차 표본의 IR

UV 조사 실험과 유사한 결과로 발포제인 Melamine의 피크가 없어졌으며, 1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 크게 나타난 것으로 보아 Resin이 알데히드와 케톤으로 분해되는 반응이 일어난 것으로 생각됨. 그러나 K사의 1차 표본과 마찬가지로 Ammonium Polyphosphate가 단순히 수분에 의해서는 쉽게 파괴되지 않는 것으로 추측된다.

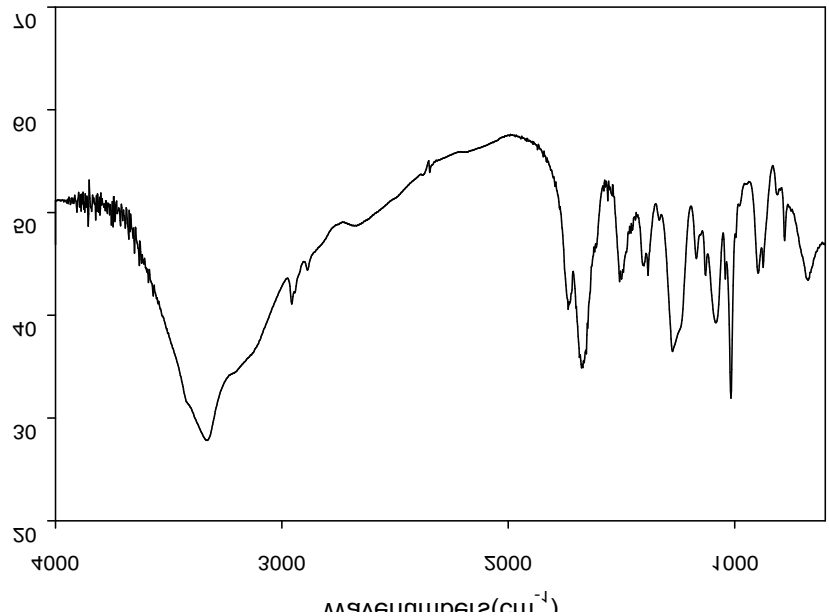


그림 3.87 K사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

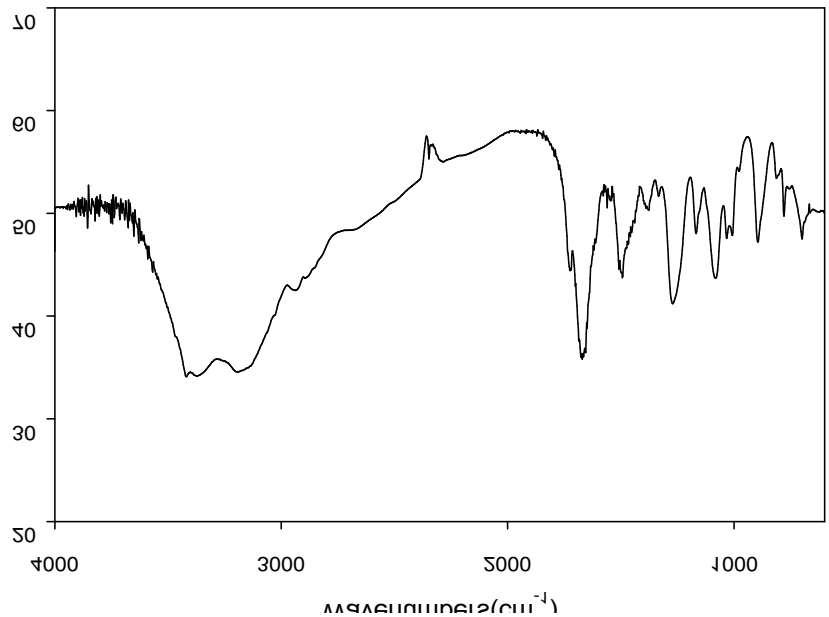


그림 3.88 S사 360시간 경과 후 2차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

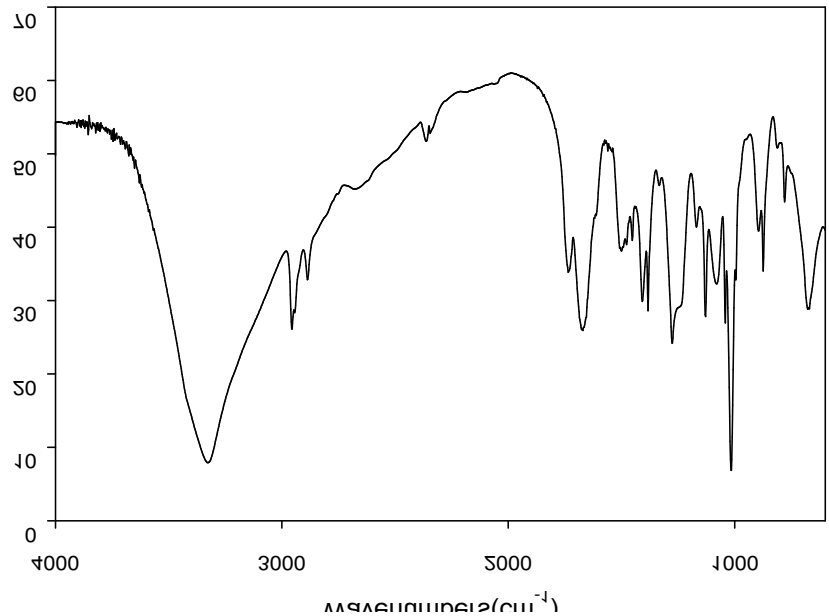


그림 3.89 K사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR

1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 1, 2차 표본에 비하여 줄어든 것으로 보아 Resin이 분해 되어 생성된 알데히드와 케톤의 카르보닐기가 염수에 의해서 산화되어 줄어든 것으로 추측된다.

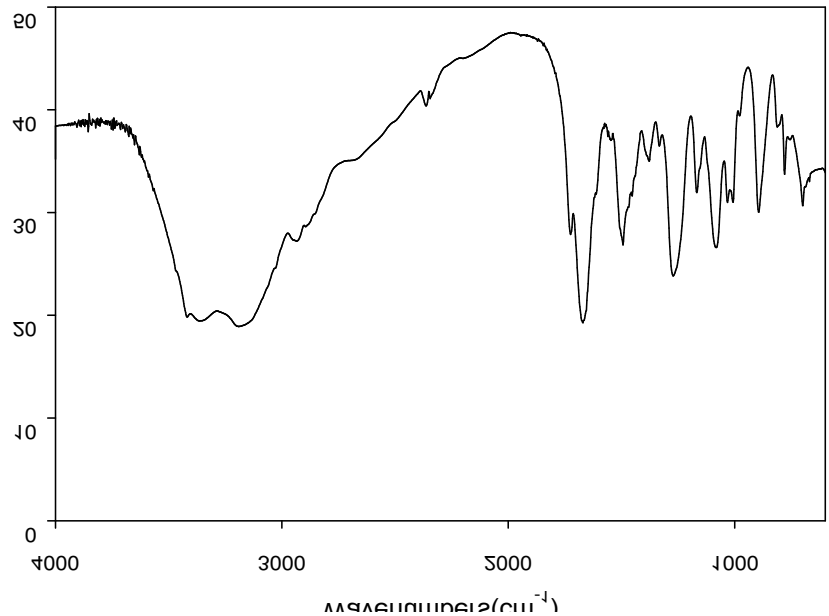


그림 3.90 S사 540시간 경과 후 3차 표본의 IR

1차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

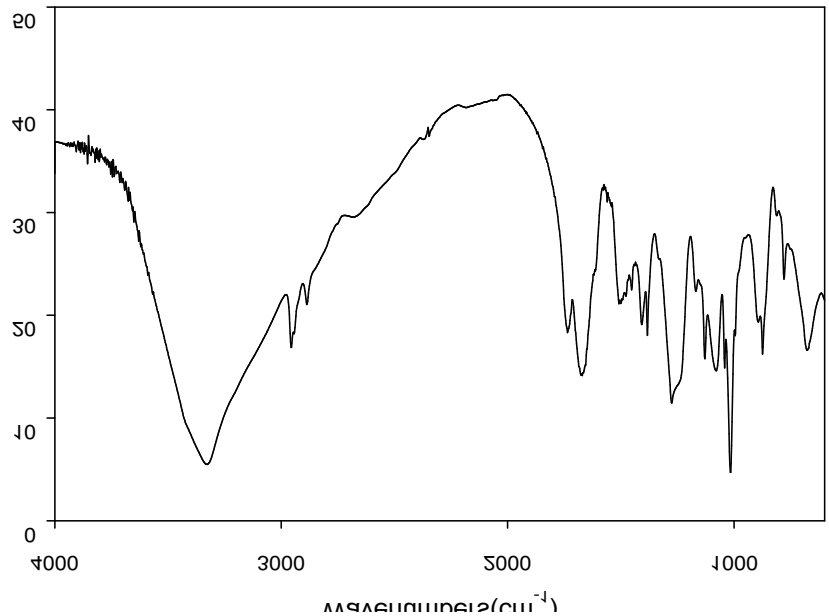


그림 3.91 K사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR

3차 표본의 IR과 유사한 것으로 보아 더 이상의 물성 변화가 없는 것으로 추측된다.

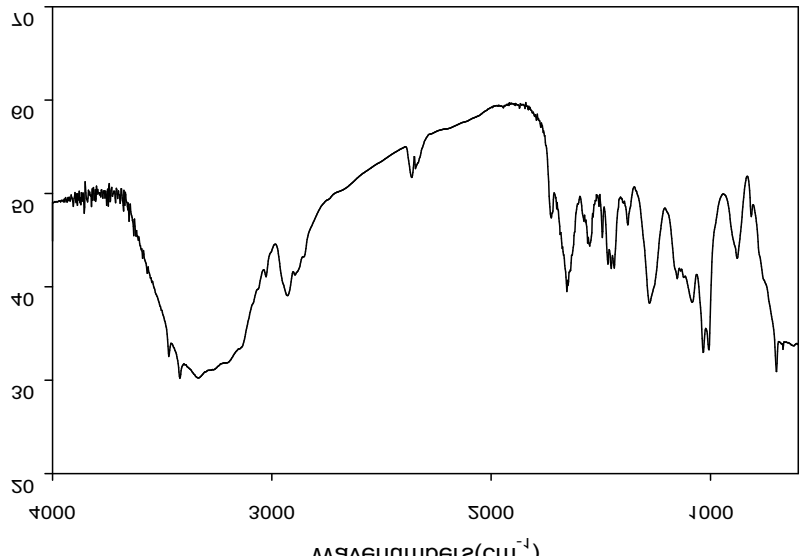


그림 3.92 S사 720시간 경과 후 4차 표본의 IR

1650cm^{-1}부근에서 탄소와 산소의 이중 결합을 나타내는 피크가 1, 2, 3차 표본에 비하여 줄어든 것으로 보아 Resin이 분해되어 생성된 알데히드와 케톤의 카르보닐기가 염수에 의해서 산화되어 줄어든 것으로 추측된다.

(4) 내후성 실험의 IR에 관련된 종합 의견

Melamine의 경우 세 가지 실험에서 모두 피크가 사라졌으므로 수분에 의해서 파괴되는 것으로 추측됨. Resin이 알데히드와 케톤으로 분해되어 카르보닐기가 증가하는 반응은 UV 조사 조건에서 가장 심하게 일어났으며 분해 이후에도 반응이 진행되어 카르보닐기의 피크가 다시 줄어드는 것으로 확인되었음. 캐스 분무 시험에서는 UV 조사 시험과 유사하게 물성변화가 관찰되어졌으며 고습도 시험에서는 Resin의 분해 반응이 앞선 두 가지 실험에 비하여 매우 적게 일어났으며 Ammonium Polyphosphate의 경우에는 피크의 변화가 거의 없는 것으로 관찰되었음. 따라서 내화도료는 수분에는 비교적 안정적이나 UV나 산성 염수 성분에 의하여서는 쉽게 파괴되는 것으로 추측할 수 있음. 다만 무기질 수성 도료의 경우 상도를 입히지 않을 경우 수분에 의해서 쉽게 소실될 수 있다.

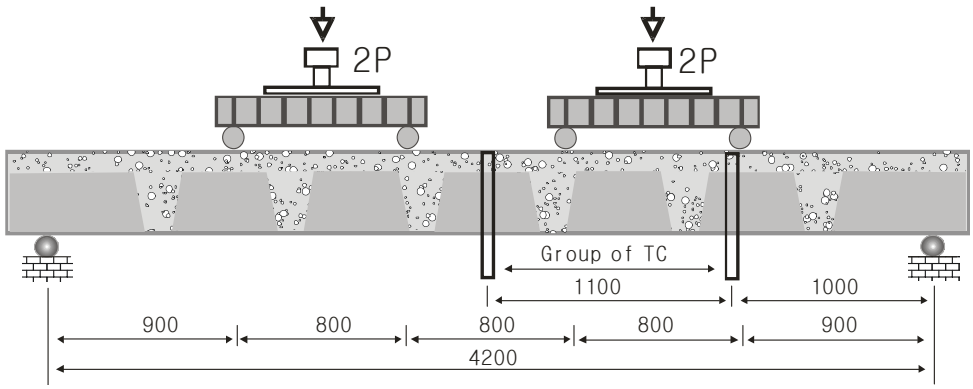
UV, 수분 등에 의해서 물성이 변화된 내화 도료를 고온에 방치했을 때 물성이 변화되기 전의 도료와 차이점을 관찰하여 내화성능의 변화 성향을 알 수 있으며 이를 통하여 노출 환경에서 내화 성능을 최대한 오래 유지하기 위한 방법을 강구할 수 있다.

제 2 절 비대칭H형강 슬림플로어 보 형상설계 및 성능 향상 기술 개발

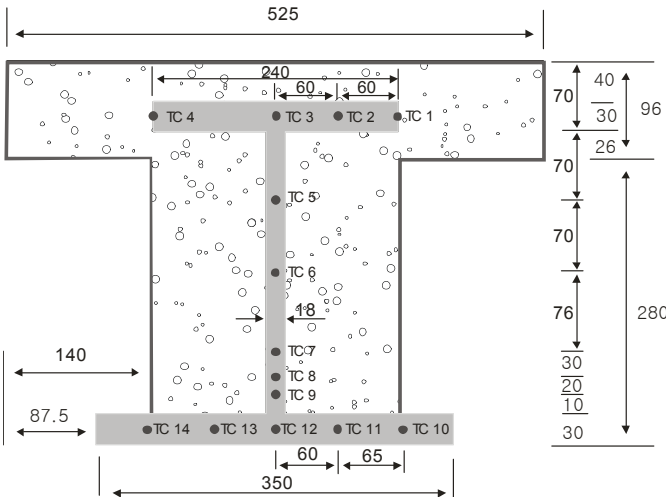
1. 형상설계최적화

가. 화재시 비대칭 슬림플로어 보에 대한 비교연구

고온을 받는 합성 구조의 구조적 결과에 대한 확장된 연구 프로젝트를 통해서 확인된 구조 FE 소프트웨어 VULCAN을 사용하여 화재에서 슬림플로어 보의 해석적 예측은 비대칭 합성보의 표준 화재 실험과의 비교에 의해서 조사되었다. 일반화 된 2절점 보 요소, 요구된 물성과 온도가 정해진 부분의 지정된 번호에 의해 모델화 된 단면의 가정이 합성보의 단면 생성을 위해 사용되었다.



(a) 실험모델의 입면도



(b) 실험체의 단면과 열전대 설치

그림 3.93 화재 실험에서 실험체의 구조적 구성

KSF 2257-6에 의한 비대칭 합성보의 표준화재 거동 실험은 2007년 한국건설기술연구원에서 행해졌다. 양단 단순지지 SB336 비대칭 강재 단면(춤 : 336 mm , 상부플랜지 : 240 mm, 하부플랜지 350 mm, 플랜지 두께 : 30 mm)은 Deep steel deck(춤 : 250 mm) 위의 일반 콘크리트에 매립되었다. 하중비 0.3과 0.15의 재하하중과 4점 가력의 시험체는 스팬이 4200 mm이고 콘크리트 너비는 525mm(L/8)이다. 강재 쿠폰 항복 실험은 317 N/mm^2 이고 콘크리트의 실린더 강도는 25 N/mm^2 이다. 표준 화재 3면 노출 하에서 중앙부 처짐과 강재 단면의 온도 변화를 측정하였다. 합성보 단면은 그림 3.94에 보이는 것처럼 강재와 콘크리트 사이에 어떠한 슬립 없이 20 × 20에 의해 해석적으로 모델화 되었다. Beam 지역과 Slab 지역으로 분리하여 고려하였으며, Beam 지역의 수직 방향에 대한 온도 변화는 설치한 열전대에 의해 얻어진 온도 값이 보간 되어 졌으며 Slab 지역의 온도 상승 산출 열 해석은 열전달 소프트웨어에 의해 수행되었다.

수분 함유는 콘크리트 중량의 4 %로 측정되었고, 열전달 상관관계는 Purkiss에 의해 주어진 일반적 데이터로부터 선택되었다. 온도는 각 지역 안의 층 수평방향에서 균일하다고 가정한다. 강재 단면의 온도 상승은 실험적 결과에 부합하는 해석적 연구 증명에 의해 조사되었다. 합성보에 사용된 두 물질인 강재와 콘크리트의 기계적 요소들과 온도 요소들은 온도 상승에서 Eurocode 3 Part 1,2와 Eurocode 4 Part 1,2에 의해 해석적으로 공식화 되었다. 콘크리트의 인장강도는 Rots et.al 에 의해 제안된 응력-변형률 곡선의 시리즈에 의해 고려되었고, Huang과 Jun Cai에 의해 실험된 것이 고려되었다. 그림 3.96에 보여 지는 곡선의 인장강도($f_t(\Theta)=0.3321\sqrt{f_c(\Theta)}$)의 최고점까지 선형적으로 모델화 되었고, Eurocode 4 Part 1, 2에 의해 제안된 상응하는 압축 강도의 10 %를 초과 하지 않는다. 이러한 변형을 넘어서 쌍일차 곡선은 균열 후 최고 인장 변형률($\varepsilon ct(\Theta)=15ft(\Theta)/Ec(\Theta)$) 이상의 인장 응력-연화에 대해서 가정 되었다. 인장 하에서 콘크리트는 균열 후 여전히 압축력을 전달할 수 있지만 붕괴 후 압축에 대한 모든 강도는 잃는 것으로 가정되었다.

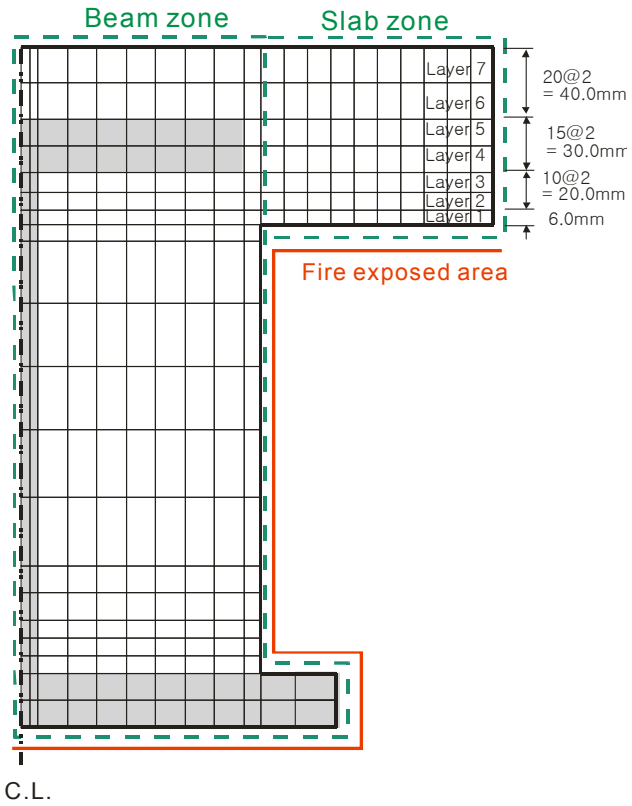
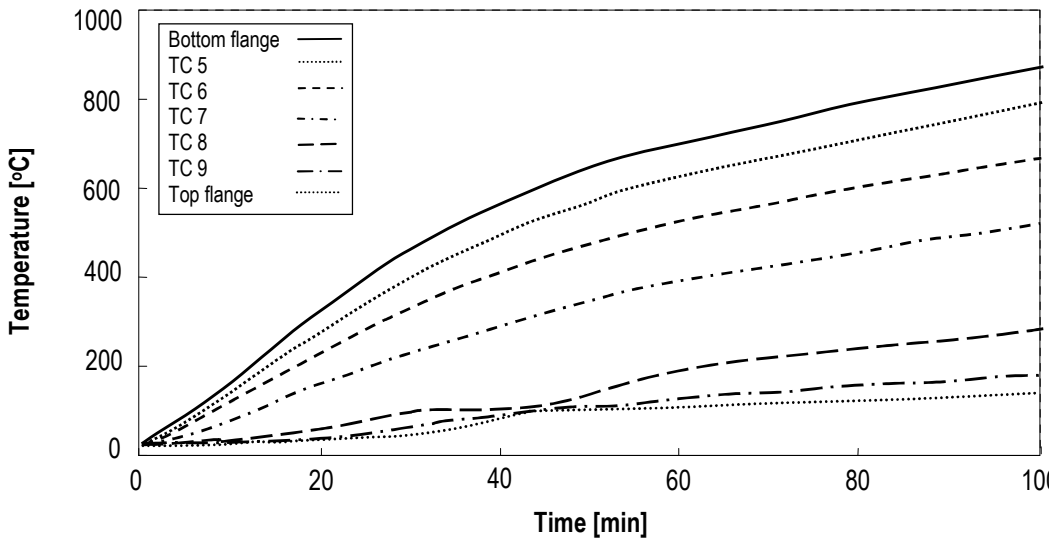
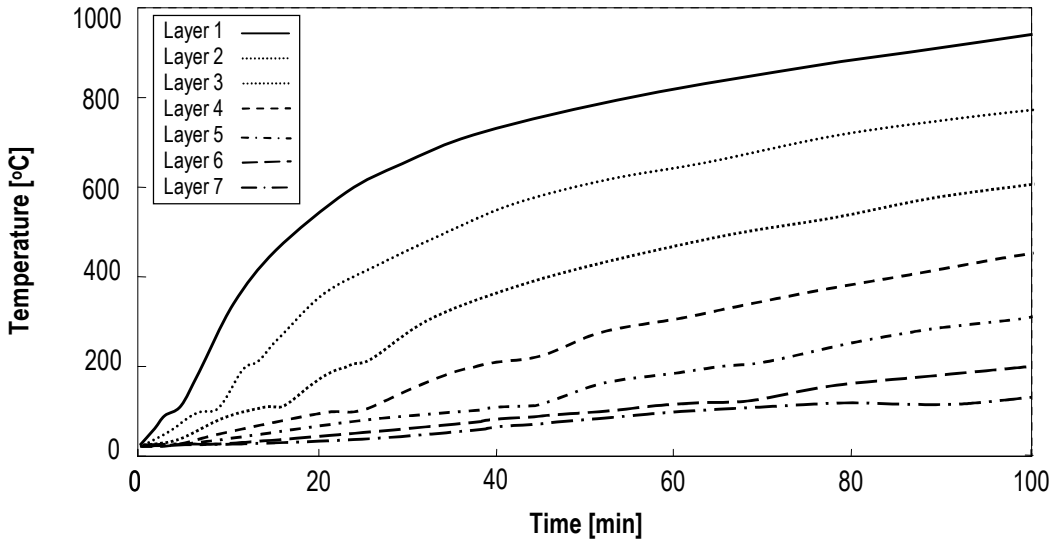


그림 3.94 대칭 단면 반의 수치해석 모델링



(a) Beam zone



(b) Slab zone

그림 3.95 단면의 온도 분포

해석적 결과와 실험 데이터 사이의 중앙부 처짐의 비교는 그림 3.5에서 보여 진다. 재하 상태에서 양쪽은 합리적이고 정확한 수준에서 구조적 시스템의 화재 거동 예측을 위한 제안된 모델을 위해서 증명되었다. 이 모델은 비대칭 합성보의 더 나은 연구 적용을 조사하기 위한 것이다.

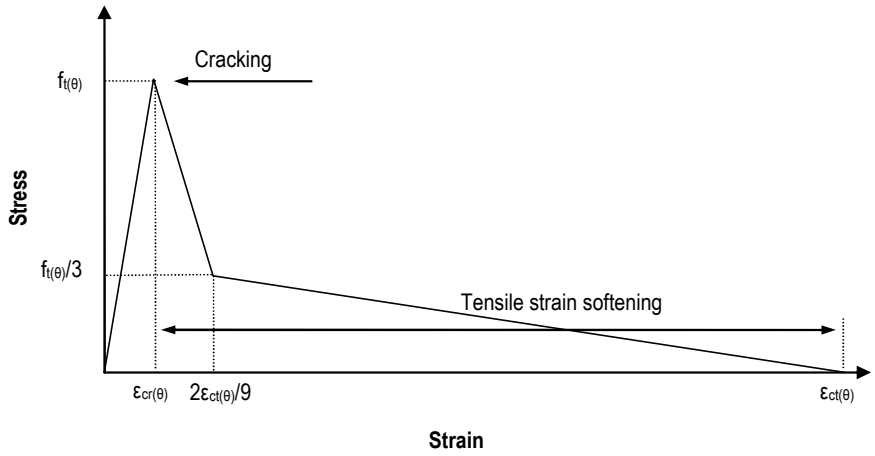


그림 3.96 고온 하에서 인장에 대한 콘크리트의 응력-변형률 관계

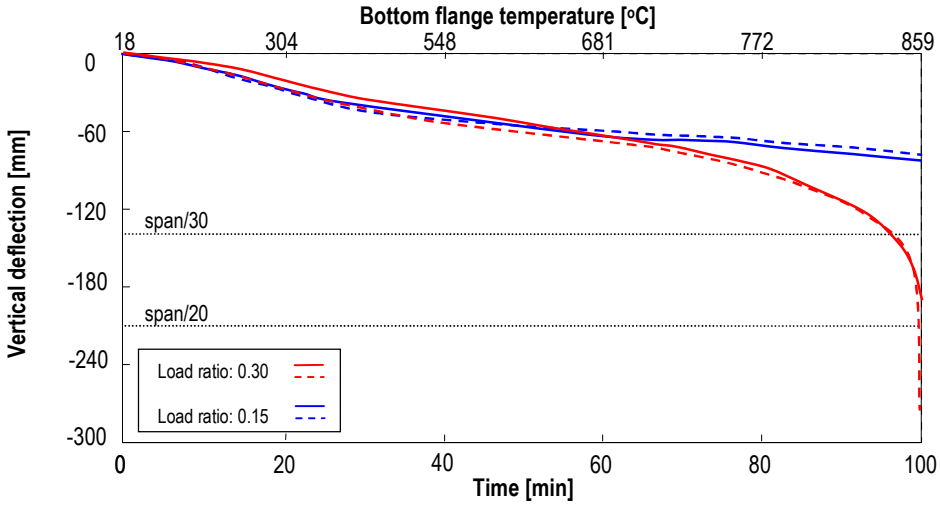


그림 3.97 화재에서 비대칭 슬림플로어 보에 대한 실험과 수치해석 비교

가력 장치 하중 설비의 용량 제한 때문에 표준 화재 실험은 하중률 0.3 이하로 진행되었다. 0.6 이상의 하중률 실제 적용 범위에 관하여 모델의 구조적 거동은 그림 3.97에 보여 지는 것처럼 해석적으로 예측 되어졌다. 그 결과는 화재 발생기간 60분 동안 L/20 처짐의 안정 기준을 만족하기 위해서 모델의 하중률은 하부플랜지가 681℃ 도달할 때 0.54 이하로 유지되어져야 함이 필요하다는 것을 나타낸다. 화재에서 합성보에 대한 Positive 휨모멘트의 상투적인 계산 방법은 실험 모델의 잔류단면 능력이 전형적으로 L/42 처짐의 근접함에서 부과된 하중의 도달과 처짐 비율 이후에 명백히 증가한다는 것을 제안한다. Critical point는 그림 3.98의 hallow mark로 표현되었다.

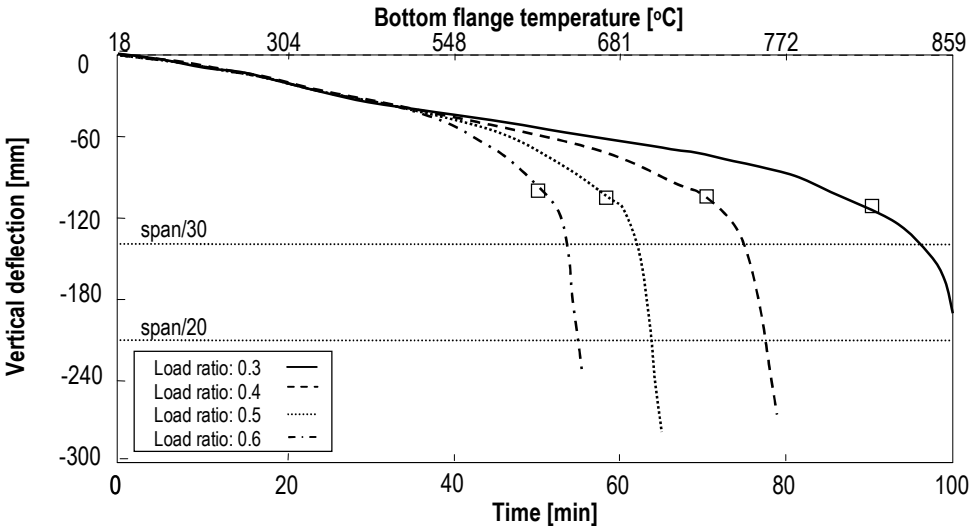


그림 3.98 다양한 하중 하에서 4.2m 비대칭 슬림플로어 보의 중앙부 처짐

나. 화재시 비대칭 슬림플로어 보의 성능향상

고려된 비대칭 단면은 U.L.S(Ultimate Limit States), S.L.S(Service Limit States)에서 최적화 적용을 위해 고려되었으며, F.L.S(Fire Limit States)에서의 적용은 아니다. 이전의 해석적 연구에서 하중률 0.54 이상에서 60분 화재 저항에 대해 증명하였지만, 단면 최적화로부터의 거동 강화는 고층 빌딩에 대한 심각한 3시간 화재 저항 요구 관계에 있어서의 유용함을 나타낼 것이다. FE 구조해석은 화재에 있어서 강재의 부분적 두께 변화의 효과에 대한 연구 조사로 구성되었다. 해석적으로 조사된 4.2 m 표준화재 조건의 합성보 모델에 대한 4가지 형태의 단면 변화가 있다. 하중률 0.6의 표준형태 시험단면이 적용되었고, 합성 단면의 비선형 온도 분배의 효과를 위해 Type Ⅰ과 Type Ⅱ는 기준단면 웨브 상하부의 반을 각각 두 배로 늘린 단면이다. 이러한 단면 변화는 단면적을 11 % 증가 시켰고, 소성모멘트 능력을 각각 5 %, 3 % 증가시켰다. Type Ⅲ과 Type Ⅳ는 웨브 전체의 두께를 두 배로 늘리고 하부플랜지의 두께를 1.5배 증가시킨 시험체이다. Type Ⅲ과 Type Ⅳ는 단면적을 22 % 향상시키고, 소성모멘트 능력을 10 % 향상시켰다. 부과된 하중은 단면 변화에 따라 모든 경우에 대해 안정된 하중률 0.6을 전달하기 위해서 조정되었다. Type Ⅰ과 Type Ⅱ로부터 얻어진 결과들은 웨브의 하부 반을 증가시킨 시험체가 명백히 화재 수행 모델의 처짐 비교에서 더 유리함을 표현한다. 소성중립축의 위치는 화재 실험 기간 동안 50분 후 상부플랜지 가까이에 도달한다. 하부 플랜지는 50분에 620℃를 넘어서며 심한 온도상승 후의 결과는 Type Ⅲ, Ⅳ의 결과로 판단할 수 있으며 웨브 변화는 내화성능 향상을 위한 더욱 효과적인 방법임을 나타낸다. 흥미롭게 Type Ⅱ, Ⅳ의 비교에 의해 증명된 단순 지지 조건에서 고려된 모델들은 웨브 하부 반 증가에서 전체 웨브 증가까지 두께 증가에 의한 거동 강화의 기대를 할 수 없었다.

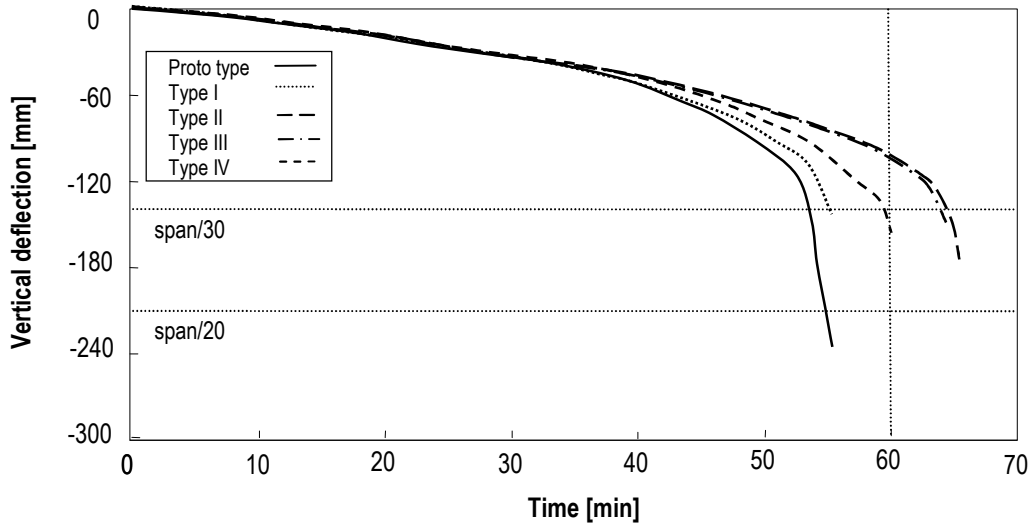


그림 3.99 화재시 단면 수정된 복합 슬림플로어 보의 중앙부 처짐

다. 소결

FE 해석은 화재에서 슬림플로어 합성보의 구조적 거동 예측을 위한 수치 해석적 모델을 표현한다. 연구의 결과로 얻어진 결과들은 연구 수행에 사용한 설계 방법들을 사용하여 합성 트러스 시스템에 대한 최적 화재 설계 개발에 사용 될 수 있다. ASB 단면의 부분 두께 변화에 기초하여 합성보의 화재 거동은 어떠한 피복 없이 60분의 화재 거동을 달성 할 수 있음이 증명되었다. 특별히 웨브 하부 반의 두께를 증가시킨 단면이 가장 효과적인 단면임이 확인되었다.

2. 심화 화재거동 분석

가. 비대칭H형강 합성보 화재거동 심화 실험

(1) 실험목적

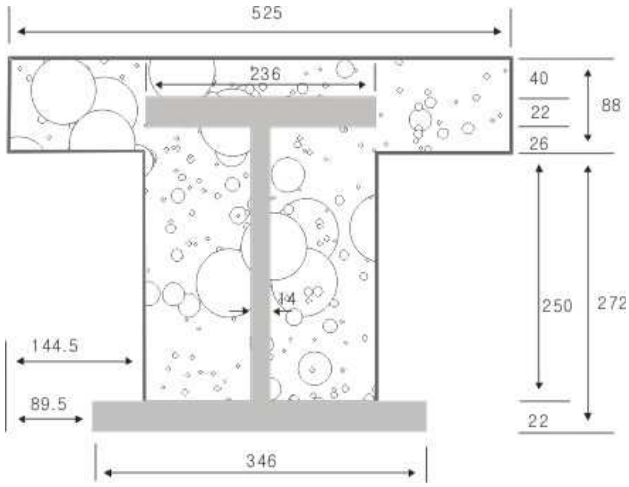
화재 조건에서 구조물 단면의 온도상승은 화재에 대한 노출 단면적 대비 전달된 열량을 흡수할 수 있는 체적의 비율을 기반으로 분석이 가능하며, 이러한 형상비가 크면 단면의 온도상승이 빨라지며 적으면 그 반대가 된다. 합성보에서 재료의 특성상 콘크리트는 강재보다 열전달 속도가 현저히 낮으므로, 이러한 관련 열역학적 특성과 재료의 고온 물성 특성을 기반으로 합성보의 형상을 심도 있게 연구하면 국부 단면이 매립된 비대칭H형강을 활용한 합성보는 화재 조건하에서 매립된 강재의 강성 저하를 최소화 할 수 있는 경제적 구조물 내화설계기법의 도출이 가능하다.

(2) 시험체 선정

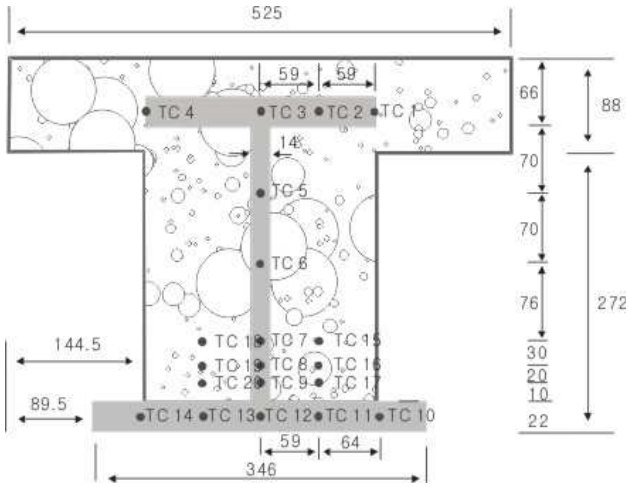
시험체의 길이는 1차 실험과 같은 4.5 m이며 표준화재 3면 노출 조건에서 실험이 진행되었다. 하중비 영향검토를 위하여 Model Ⅰ과 Model Ⅱ는 같은 단면의 시험체에 하중비 0.4와 0.5의 조건으로 실험하였고, Model Ⅲ와 Model Ⅳ는 웨브 두께를 변수로 하여 표준 시험체 웨브 두께의 절반인 7 mm와 두 배인 28 mm의 두께로 시험체를 제작하여 실험을 수행하였다. 각 시험체에는 중앙부에 20개와 1/4 지점에 20개의 열전대를 설치하여 콘크리트 슬래브와 형강의 각 부분에 대한 온도 변화를 측정하였다. 편의상 상부플랜지의 열전대를 Group 1, 웨브의 열전대를 Group 2, 하부플랜지의 열전대를 Group 3, 콘크리트에 매입된 열전대를 Group 4라 칭한다.

표 3.22 화재실험 시험체의 종류

종류	치수(H×B_t×B_b×t_w×t_f)	비고
Model Ⅰ (4.5m)	320×236×346×14×22	R.L. 0.4
Model Ⅱ (4.5m)	320×236×346×14×22	R.L. 0.5
Model Ⅲ (4.5m)	320×236×346× 7×22	R.L. 0.5 (웹두께 7 mm)
Model Ⅳ (4.5m)	320×236×346×28×22	R.L. 0.4 (웹두께 28 mm)



(a) 합성 단면



(b) 열전대 위치

그림 3.100 합성 단면 및 열전대 위치

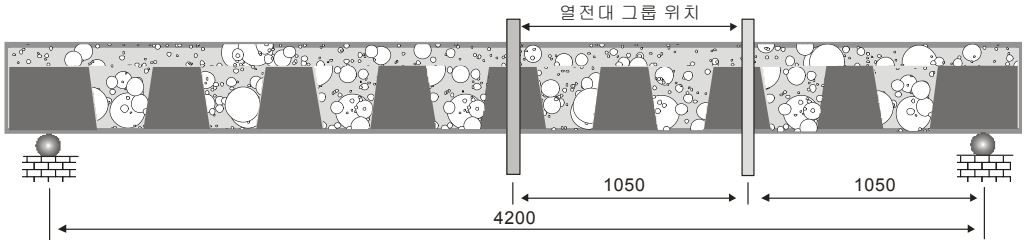


그림 3.101 열전대 그룹 위치

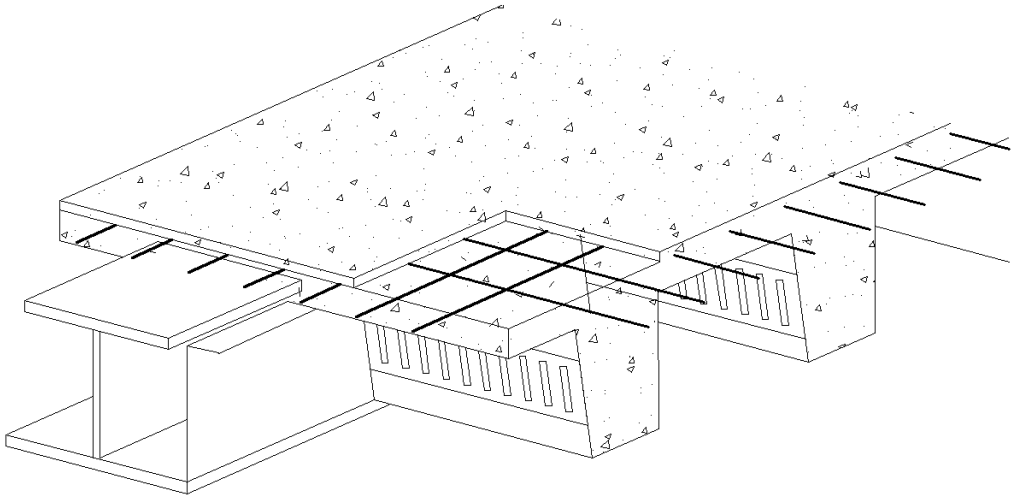


그림 3.102 시험체 투상도

(3) 실험 단면 산정

소성 중립축의 위치를 결정한 후 압축 내력과 인장응력 크기에 따른 플랜지 상단에서부터 중립축까지의 거리(y_p)와 인장응력 거리(y_s)를 도출해 낼 수 있으며, 이를 기반으로 하여 소성 모멘트(설계 모멘트)를 계산하여 시험체별 비대칭H형강 합성보에 적용할 실험 재하 하중을 결정할 수 있다.

Model Ⅰ 시험체를 표준단면으로 하여 4종류의 시험체를 산정하였는데, Model Ⅰ과 ModelⅡ는 하중율에 따른 거동의 차이를 확인할 수 있으며, ModelⅢ, Model Ⅳ는 지간길이 $4.2m$의 동일한 길이로 웹 두께를 변수로 하여 표준단면과의 성능을 비교 분석할 수 있다.

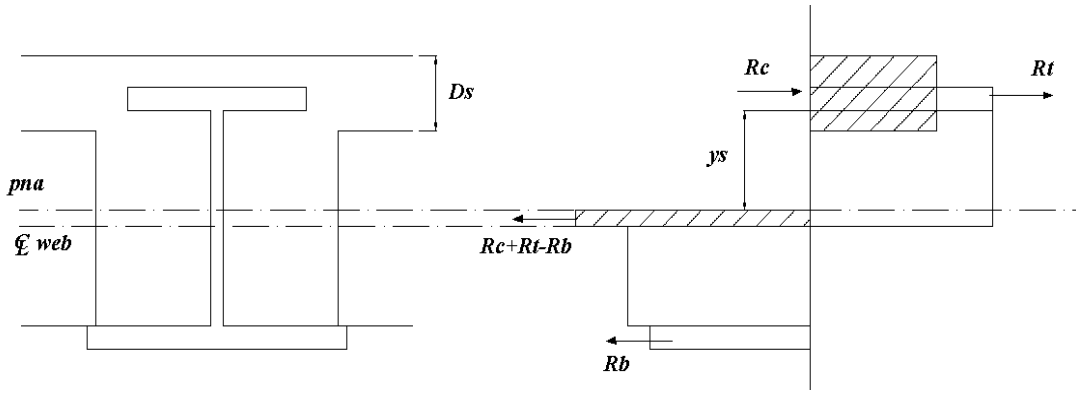


그림 3.103 시험체 중립축 산정

다음의 계산식을 통하여 소성 중립축의 위치를 결정할 수 있는데 Model I 을 기준으로 계산하였을 때 중립축의 위치는 웨브에 위치함을 알 수 있다. 그리고 이를 통해 계산된 소성모멘트는 718.6 $kN{\cdot}m$이고 실험시 재하 하중은 화재강도를 고려하여 36.66 tf이 됨을 알 수 있다. 나머지 시험체의 재하하중은 <표3.2>와 같다. ($F_y = 296\,MPa,\ f_{cu} = 24\,MPa$)

(가) 단면 설계에 사용된 기본 사항

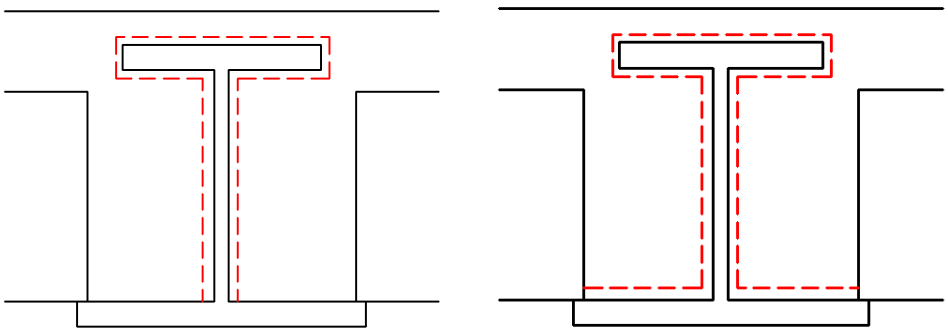
① 콘크리트 및 강재 강도 산정

- 강재(SS400)의 항복 강도: $f_y = 296 MPa$
- 콘크리트 압축 강도: $f_{cu} = 1.2 f_{ck} = 24\,MPa$

② 부착강도 F_{sb}

슬림플로어 보의 전단력 전달은 비대칭H형강 단면의 웹과 상부플랜지 주변에 균등하게 분포되는 전단부착거동에 의해서 일어난다. 등분포 하중을 받는 보의 경우, 보의 중앙부에서 슬래브에 작용하는 최대압축력(F_{sb})을 구할 수 있는데 이 때 주요하게 작용하는 변수는 부착 길이(p)이다. 이 때, 사용되는 부착 길이의 정의는 KS규정과 BS규정이 차이를 보인다. 그 차이는 그림 3.104에서 보는 것과 같이 하부플랜지를 포함하느냐에 따라 변수 값이 달라지고 그에 따른 식은 BS규정에는 다음과 같은 식으로 제시하고 있다.

- 부착 길이 : $p=2(B_t+T_t+d)-t_w$
- 부착 강도 : $f_{sb}=\ 0.6N/mm^2$
- 부착력 : $F_{sb}=f_{sb}\bullet\frac{L}{4}\bullet p$
- $F_{sb}>R_c$: Full shear connection



(a) SCI 규준　　(b) 국내 제안

그림 3.104 부착 길이의 비교

우리나라 설계규정은 부착 강도에 대하여 제시된 식은 없고 국내의 실험논문에서 다음과 같이 제시하고 있다.

- $p=2(B_t+T_t+d+B_b)-t_w$
- $F_{sb}=[B_t+2(B_t+d+t_f-t_w)]\frac{L\cdot f_{sb}}{4}$

여기서, f_{sb} : 상부플랜지 부근의 평균 전단부착강도

t_f : 플랜지의 두께

L : 부재의 길이

③ 소성 중립축의 위치

슬림플로어 합성보의 완전 합성시 극한모멘트 내력은 합성단면의 소성 응력 분포로부터 계산하며, 소성중립축의 위치에 따라 다음과 같은 경우로 나누어 평가한다.

㉮ 중립축이 상부플랜지에 있는 경우

- 만족조건 : $R_w + R_b + R_t \geq R_c \frac{D_c}{D_s} \geq (R_w + R_b - R_t)$
- 콘크리트의 소성내력 : $R_c = 0.45 f_{cu} \times B_e \times D_s$
- 상부 flange의 소성내력 : $R_t = B_t \times T_t \times f_y$
- 강재의 소성내력 : $R_s = A \times f_y$
- 소성중립축 위치 : $y_c = D_c + 0.5\, T_t$
- 소성모멘트 : $M_c = R_b(D - 0.5(T_b + T_t)) + \frac{R_w}{2}(d + T_t) + \frac{R_c}{2}(\frac{D_c^2}{D_s} + T_t)$

여기서, R_c : 콘크리트의 압축내력,

R_s : H형강 보의 소성내력,

R_t : 상부플랜지의 소성내력,

R_w : 웨브의 소성내력,

R_b : 하부플랜지의 소성내력,

D_c : 플랜지 상부의 콘크리트 슬래브 두께,

D_s : 데크플레이트 상부의 콘크리트 두께,

T_t : 상부 플랜지의 두께,

T_b : 하부 플랜지의 두께,

D : H형강의 춤,

d : H형강 웨브의 춤

㉯ 중립축이 상부 웹에 있는 경우

- 만족조건 : $R_t + R_c < R_b + R_w(d - 2(D_s - D_c - T_t))/d$
- 콘크리트의 소성내력 : $R_c = 0.45 f_{cu} \times B_e \times D_s$

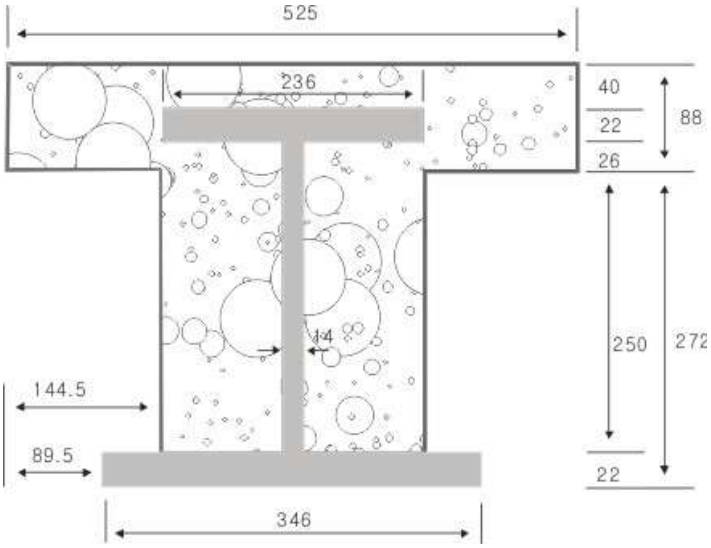
- 상부 flange의 소성내력 : $R_t = B_t \times T_t \times f_y$
- 하부 flange의 소성내력 : $R_b = B_b \times T_b \times f_y$
- 강재의 소성내력 : $R_s = A \times f_y$
- 웹의 소성내력 : $R_w = R_s - R_t - R_b$
- 소성중립축 위치 : $y_c = \dfrac{(R_b + R_w - R_t - R_c) \times d}{2R_w}$
- 소성모멘트 : $M_c = R_b(D + D_c - 0.5\,T_b - y_c) + \dfrac{R_w}{2d}(y_c - D_c - T_t)^2 + \dfrac{R_w}{2d}(d - y_c + D_c + T_t)^2 + R_t(y_c - D_c - 0.5\,T_t) + \dfrac{R_c}{2}\dfrac{y_c^2}{D_s}$

㉯ 중립축이 하부 웹에 있는 경우

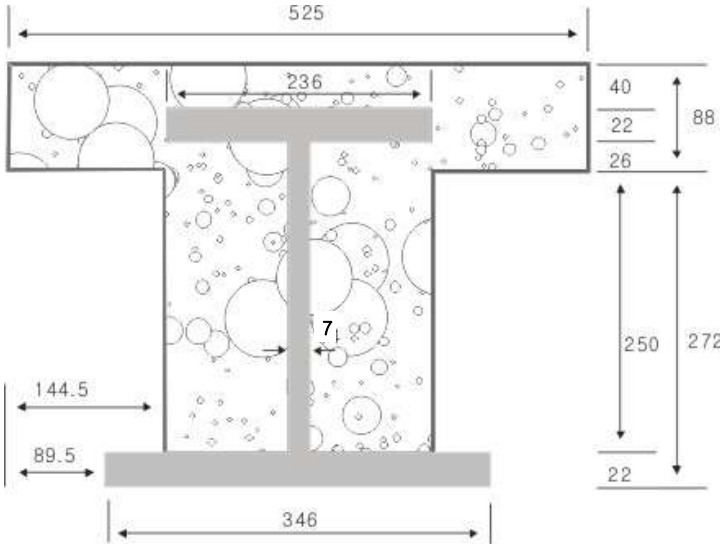
- 만족조건 : $(R_t + R_c) < R_b + R_w \dfrac{(d - 2(D_s - D_c - T_t))}{d}$
- 콘크리트의 소성내력 : $R_c = 0.45 f_{cu} \times B_e \times D_s$
- 강재의 소성내력 : $R_s = A \times f_y$
- 소성중립축 위치 : $y_c = \dfrac{(R_b + R_w - R_t - R_c)d}{2R_w} + D_c + T_t$

표 3.23 소성모멘트와 재하하중

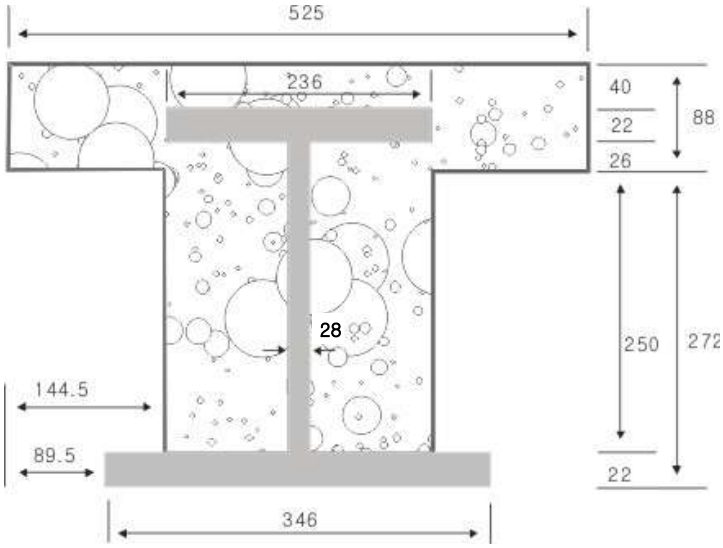
종류	소성모멘트 ($kN{\cdot}m$)	재하하중(tf)
Model Ⅰ (4.5m)	$718.6\,kN{\cdot}m$	$36.66\,tf$
Model Ⅱ (4.5m)	$718.6\,kN{\cdot}m$	$45.83\,tf$
Model Ⅲ (4.5m)	$676.3\,kN{\cdot}m$	$43.13\,tf$
Model Ⅳ (4.5m)	$798.9\,kN{\cdot}m$	$40.76\,tf$



(a) Model- Ⅰ,Ⅱ



(b) Model-Ⅲ



(c) Model-Ⅳ

그림 3.105 시험체 종류

(4) 시험체 제작 및 화재실험

화재 실험용 시험체를 모델별(Model-Ⅰ~Ⅳ)로 각 1개씩 제작하여 화재거동 실험을 수행하였다. 채널의 숫자는 열전대 위치를 나타낸다. 시험체의 가력은 그림 3.107과 같이 슬림플로어 보를 하부 3면 가열이 가능한 로에 단순지지 조건으로 설치하여 그림 3.108과 같이 2점 재하 한다. 이 때 화재시 하중비(Load Ratio)는 기준단면 시험체인 Model Ⅰ은 $36.66tf$(L.R : 0.4)와 Model Ⅱ는 $45.83tf$(L.R : 0.5)의 재하 하중을 유지하면서 표준화재 가열을 한다. 그림 3.112은 시간-처짐 곡선을 나타내며, 웨브 두께를 7 mm로 줄인 Model Ⅲ(L.R:0.5)와 웨브 두께를 28 mm로 늘인 Model Ⅳ(L.R:0.4) 시험체는 각각 가열 39분과 43분에서 중앙 처짐값이 150 mm(L/30)에 도달하고 내력이 크게 감소하였다. 시험체의 파괴 형상은 가열로 인하여 노출된 하부플랜지 및 콘크리트가 열화 되고, 부재의 휨강도가 감소하므로 휨변형이 크게 증가하였다. 휨변형에 따른 슬래브 콘크리트가 휨압축 파괴하였고, 데크와 클로저 등 연결된 경량 강판도 하중의 영향을 받는 부분의 국부적인 변형이 동반되었다. 그림 3.110, 그림 3.111, 그림 3.113은 화재 실험 후의 파괴 형상을 나타낸다.



그림 3.106 시험체 사진과 열전대 위치



그림 3.107 시험체 설치 모습



그림 3.108 하중재하 형상

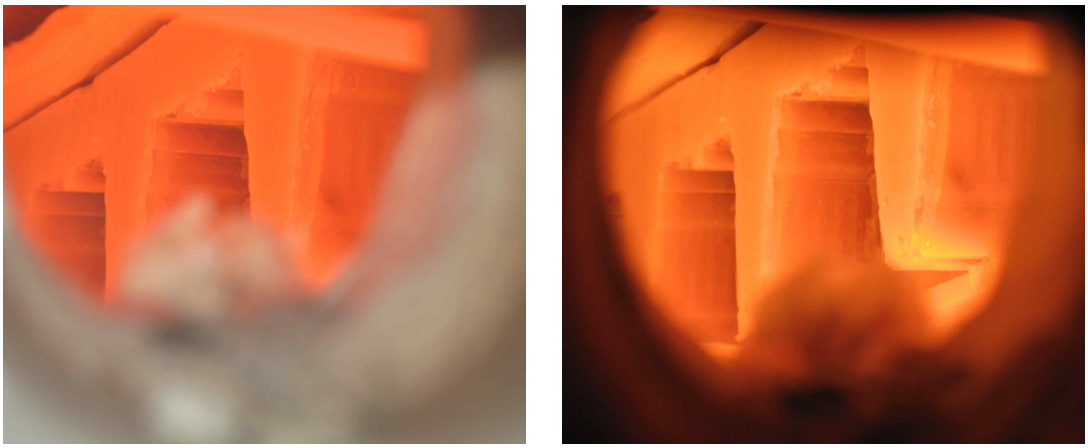


그림 3.109 가열로 안의 시험체 형상



그림 3.110 시험체 파괴 형상





그림 3.111 시험체 슬래브 파괴 형상

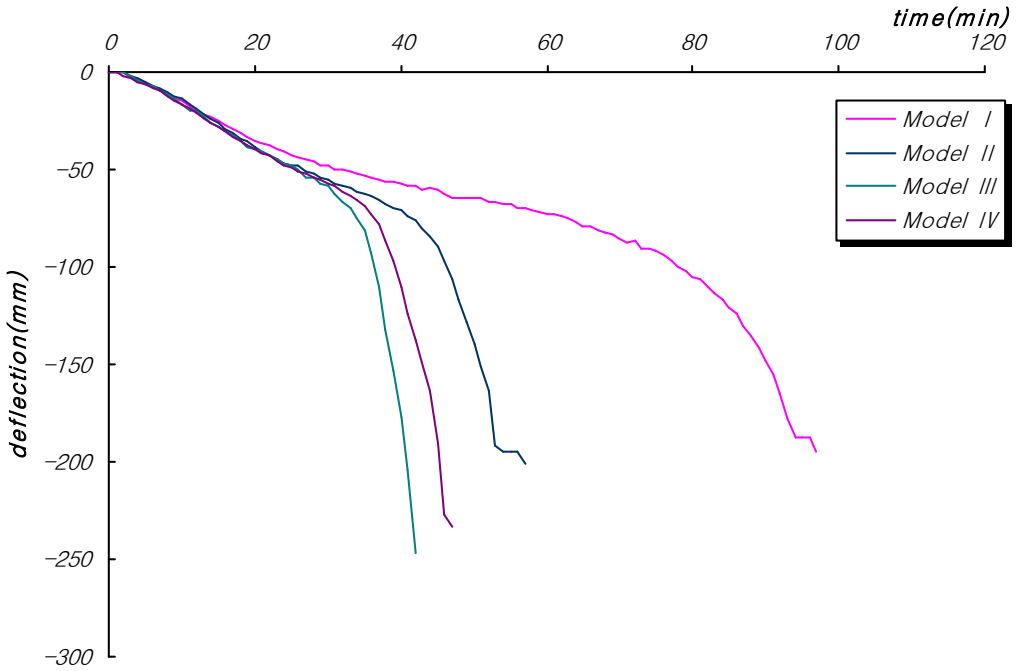


그림 3.112 시간-처짐 관계 곡선

그림 3.112은 모델별 처짐의 모습을 나타내며 구조적으로 가장 취약했던 가장 좌측에 위치한 Model Ⅲ(웨브두께 7mm)가 가장 먼저 처지기 시작하였고, Model Ⅳ(웨브두께 28mm)의 경우 하부플랜지와 웨브에 설치한 열전대의 온도를 분석한 결과 다른 시험체에 비하여 시간대별 온도 변화가 급격히 상승하여 기준 시험체인 Model Ⅰ,Ⅱ와 비교하였을 때 구조체의 내력이 감소한 것으로 보인다. 시험체의 파괴 형상은 가열로 인하여 노출된 하부플랜지 및 콘크리트가 열화되고, 부재의 휨강도가 감소하므로 휨변형이 크게 증가하였다. 휨변형에 따른 슬래브 콘크리트

가 휨압축 파괴하였고, 데크와 클로저등 연결된 경량강판도 국부적인 변형이 동반되었다. 하중률에 따른 내화성능 비교에서 표준단면 시험체의 하중률 0.4의 경우 무피복 60분 내화를 보유하였으며, 단면의 웨브 두께를 변수로 한 실험에서 웨브의 두께 증가가 내화시간을 연장하는데 효과가 있음을 확인하였다.



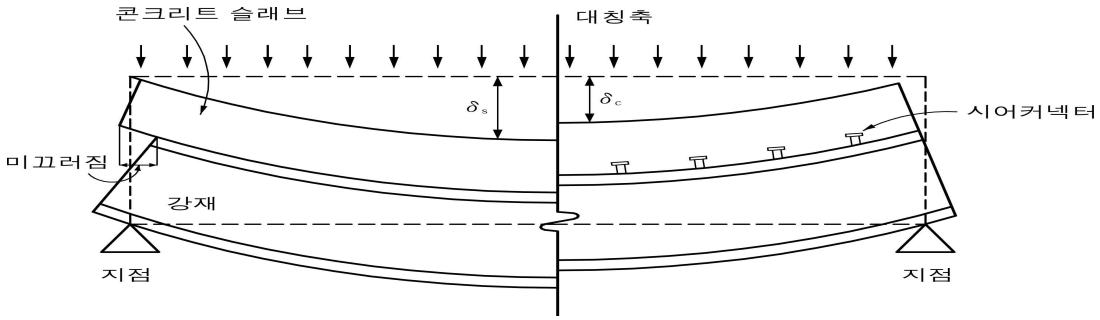
그림 3.113 슬림플로어 시험체의 화재실험 후 파괴형상

나. 고온 합성보의 전단 부착 강도 영향력 실험 연구

(1) 실험개요

합성보는 강재와 철근콘크리트가 하나의 단일 부재로 거동하는 구조 부재이다. 합성보는 슬래브와 강재보 사이에 미끄러짐 유·무에 따라 완전 합성보와 불완전 합성보로 구분된다. 합성보의 거동은 그림 3.114과 같이 콘크리트 부재의 하단은 인장을 받아 늘어나려 하고, 동시에 강재 부재의 상단은 압축을 받아 줄어들으려 하기 때문에 두 부재의 사이에 수평으로 작용하는 수평전단력이 발생하게 된다. 이 수평 전단력에 저항하는 것이 쉐어커넥터(Shear Connector)이다. 수평 전단력에 저항하는 쉐어커넥터의 내력 산정 방법은 합성보 휨 실험, 푸시 아웃(Push out) 실험으로 구분되며 푸시 아웃 실험이 실험의 편이성과 합성보 실험에 비해

안전 측으로 평가한다는 이유 등으로 주로 적용된다. 본 연구에서는 합성보 구조 거동실험 이외에도 쉐어커넥터의 고온 부착 거동을 파악하기 위하여 가열장치를 고안하고 이에 수반되는 가력 보조 장치를 설계하여 실험을 수행하였다.



(a) 비합성보 (b) 합성보

그림 3.114 합성보의 거동

(2) 시험체 계획

합성보 화재실험은 쉐어커넥터의 배치로 조절된 전단 합성율을 변수로 3 type의 시험체를 제작(그림 3.115)하여 하중률에 따른 거동을 실험하여 분석하였다. 사용 강재는 H-244×175×7×11이며, 스터드 볼트의 간격은 각각 115, 150, 200 mm이다. 콘크리트의 압축강도는 24 *MPa*을 적용하였다.

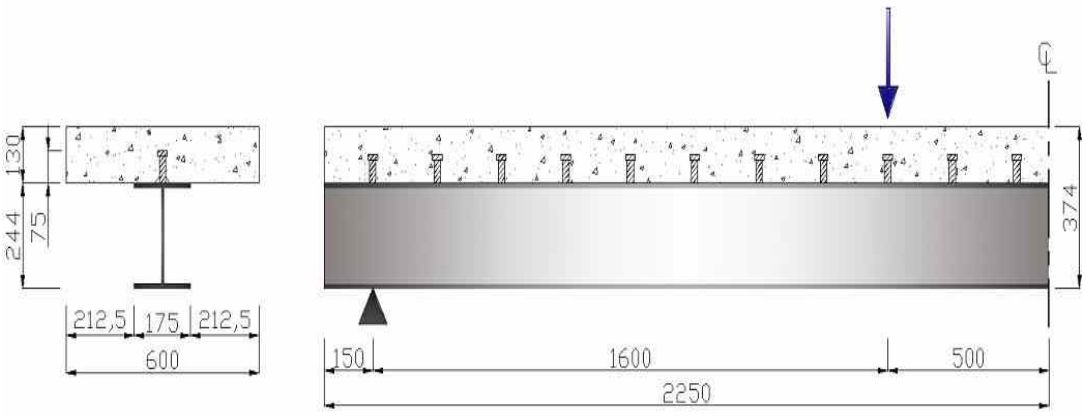


그림 3.115 합성보 시험체의 형상

화재에 노출된 합성보 부재의 휨강도 저하에 미치는 전단합성율과 하중율의 영향을 파악하기 위하여 3종류의 합성율(60, 80, 100%)로 제작된 시험체에 대해 재하 가열 실험을 수행하였다. 표 3.24에 시험체 리스트를 나타내었다. 시험체는 보통 강도 콘크리트(24 *MPa*)를 사용한 실물 크기로 제작하였고, 하중율에 따라 재

하한 상태에서 표준 화재 곡선으로 가열하였다. 가력은 4점 재하 하여 중앙부의 처짐을 측정하고, 부재의 온도 분포는 열전대를 부착하여 측정하였다. 온도 측정 위치는 그림 3.116와 같으며, 각 시험체에 12개의 열전대를 설치하였다.

표 3.24 합성보 시험체 일람

시험체명	최대모멘트(하중)	재하하중(하중율)	스터드 간격(전단 합성율)
200-1	212.7 kNm(405 kN)	121 kN(0.3)	200 mm(60%)
200-2		243 kN(0.6)	
150-1	221.8 kNm(422 kN)	126 kN(0.3)	150 mm(80%)
150-2		253 kN(0.6)	
115-1	230.8 kNm(439 kN)	132 kN(0.3)	115 mm(100%)
115-2		264 kN(0.6)	

*스터드볼트 : d = 19 mm, h = 75 mm

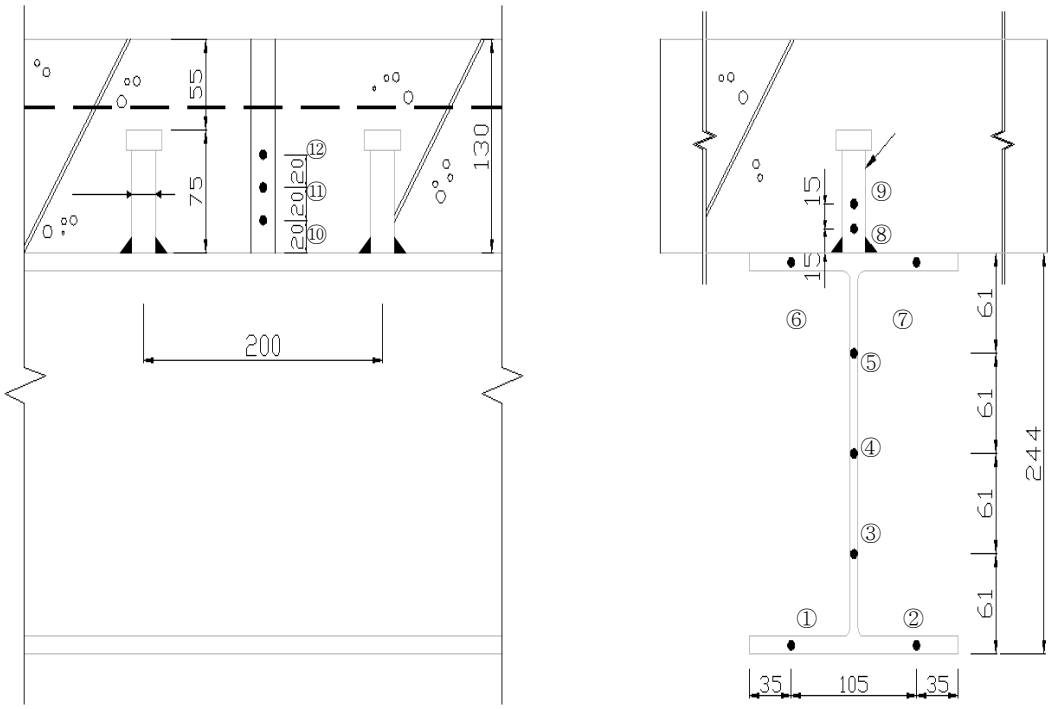


그림 3.116 합성보 시험체의 열전대 위치

(3) 실험방법

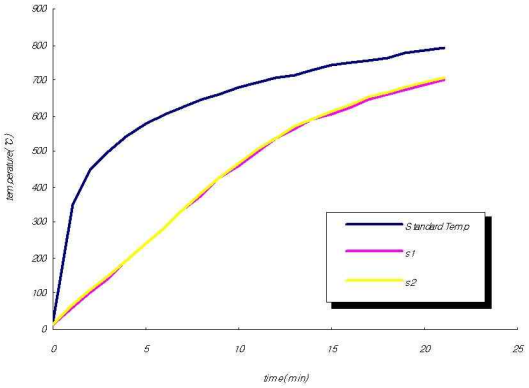
합성보 시험체의 화재 실험은 부재를 스팬 4.2 m(가열구간 : 4 m)의 로에 설치하고 로와 시험체의 상부를 덮개로 막은 후 3면 가열하였다. 가열 온도는 가열로 내의 측정 온도를 기준으로 표준화재 곡선을 따랐다. 가력은 액추에이터 2개와 가력 빔을 이용하여 4점 재하 하였으며, 각 시험체 최대모멘트 하중의 0.3과 0.6의 하중률에 해당하는 재하 하중 상태에서 가열을 시작하여, 보의 중앙 처짐이 L/20에 도달하면 실험을 종료하였다. 그림 3.117에 시험체의 가열 전 설치상황과 화재 실험 후의 변형된 모습을 나타내었다.



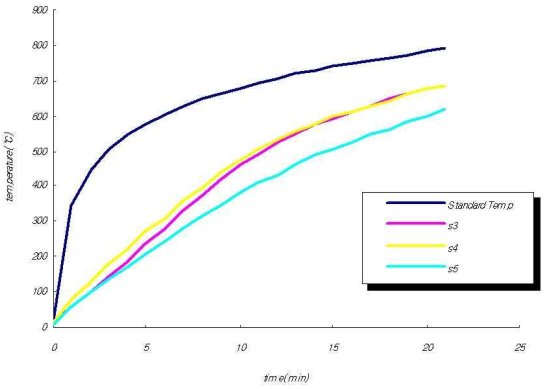
그림 3.117 합성보 시험체의 가열실험 전후 모습

(4) 실험결과

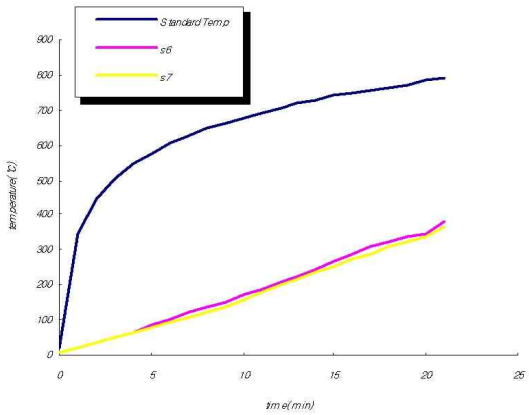
합성보 시험체의 가열에 따른 단면의 온도분포를 그림 3.118에 나타내었다. H형강, 스터드 그리고 콘크리트 내부에 설치된 열전대에서 측정된 값으로 스터드와 콘크리트의 내부 온도는 온도 상승이 강재에 비하여 매우 느리게 진행됨을 알 수 있다. 무피복 조건의 본 실험에서 하부 플랜지와 웨브의 중앙부까지는 온도 상승이 거의 같으며, 15분 가열 이내에 600℃에 도달하였다. 그림 3.119은 가열 시간 경과에 따른 시험체 중앙부 처짐을 나타낸 것이다. 점선으로 표시된 L/20에 도달하는 시간은 23분(200-1 시험체)에서 15분(115-2 시험체) 사이인 것으로 나타났다. 스터드와 상부플랜지가 비교적 충분한 강도를 가지고 있는 시점(전단 슬립 변형은 무시할 만한 수준)이라도 무피복의 하부 강재의 내력 상실로 인하여 휨변형이 과도하게 발생하였으며 콘크리트 슬래브의 압축파괴가 동반하였다.



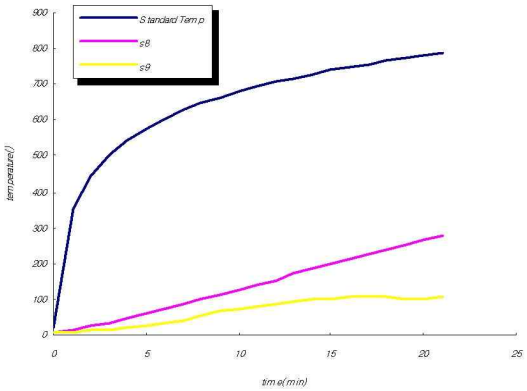
(a) 하부플랜지



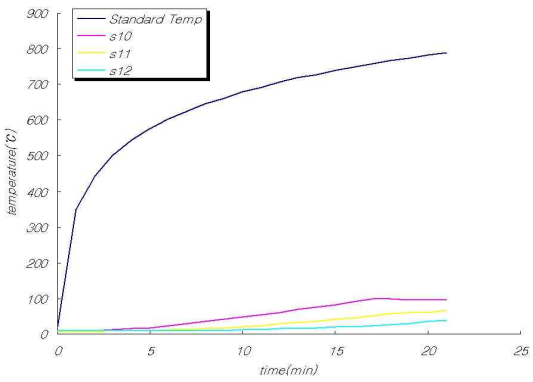
(b) 웨브



(c) 상부플랜지

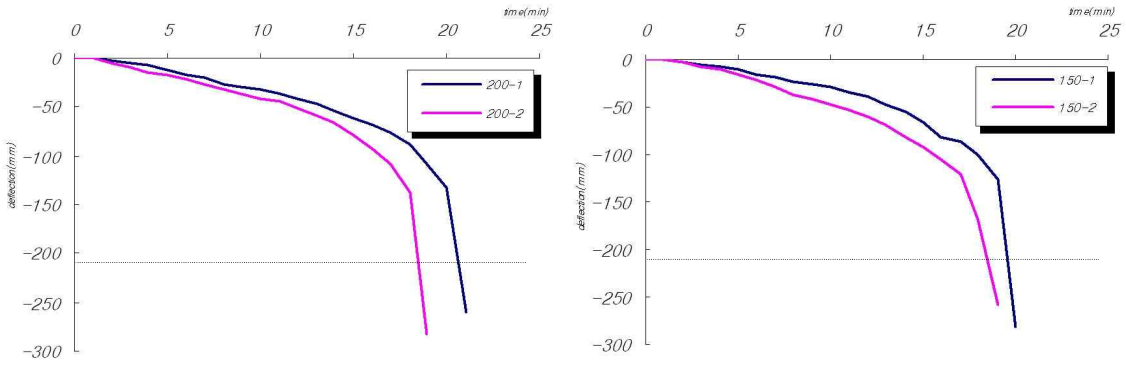


(d) 스터드

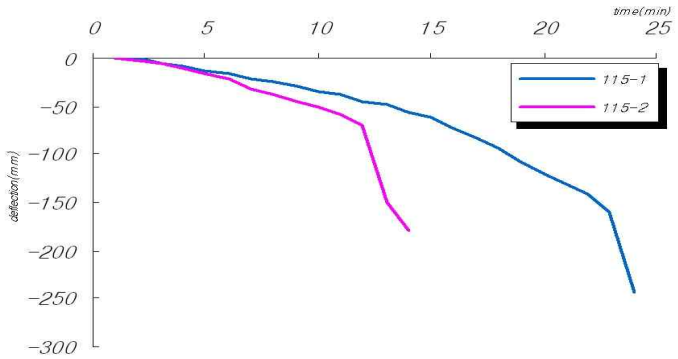


(e) 콘크리트 내부

그림 3.118 합성보 단면의 온도분포



(a) 200 시리즈 (b) 150 시리즈



(c) 115 시리즈

그림 3.119 합성보 시험체의 화재시 중앙부 처짐

세 종류의 시험체 모두 동일한 크기의 단면으로 화재시 인장측 단면의 내력감소로 인하여 휨압축 파괴의 경향을 보였으며, 내화시간은 시험체 시리즈 별로 재하하중의 값에 따라 약간의 차이(약 1~6분)를 보였다.

다. 고온 합성트러스 보의 내화거동 실험 연구

(1) 시험체 제작 및 개요

합성트러스 시험을 위하여 4개의 시험체가 BS 5950 Part 1의 기준에 의하여 설계 되었으며, 길이는 4.2 m, 깊이 280 mm로 span/depth 비율은 15로서 실제 건물에 응용되고 있는 장지간 합성 트러스의 비율을 고려하였다. 상현재와 하현재는 CT형강 (75X100X6X9), 사재는 double L형강(45X45X6, 35X35X6, 25X25X5, 20X20X5)과 double L형강(35X35X6)으로 설계 하였으며, 6 mm 필렛 용접을 사용하여 부재를 연결하였고, 강종은 모두 SS400 (Py=245 N/㎟)을 사용하였다. (그림 120, 그림 121 참조). 슬래브는 60 mm의 Topping과 75 mm의 Rib로 구성되었으며, D=135 mm의 일반 콘크리트(f_c=24 N/㎟)가 바닥강판(1.2 mm)의 지지 조건에서 제작하였으며, 균열 제어용 와이어메쉬(∅6-100 mm)를 토핑부에 포함하였다. 완전 합성 구조로서 강재 트러스와 슬래브 간에 100%의 수평전단력이 전달되도록 전단 연결재(∅19-95 mm)를 설치하였다. 표 3.25에 시험체 리스트를 나타내었다.

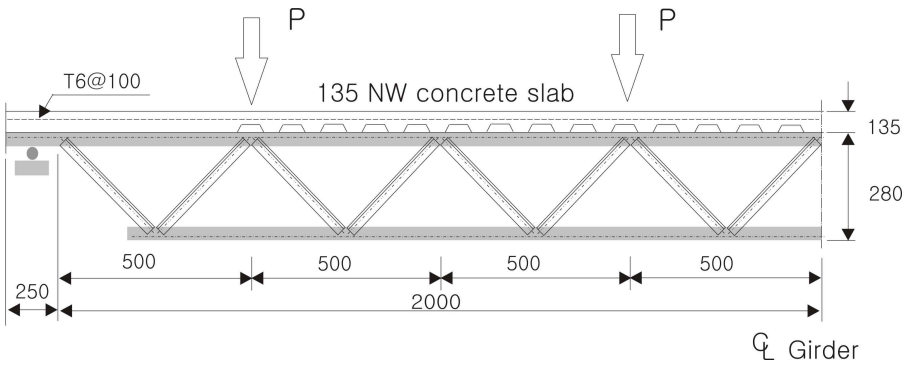


그림 3.120 합성트러스 실험체 입면도

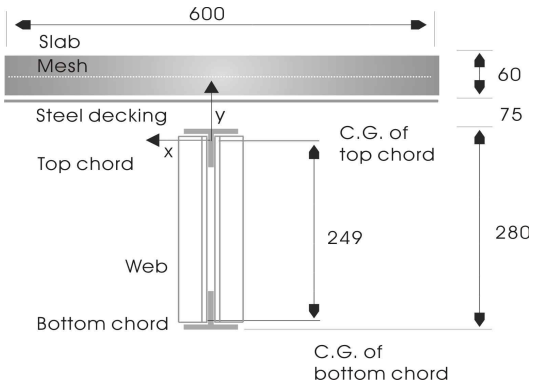


그림 3.121 합성트러스 실험체 단면도

본 실험은 표준 화재 조건에서 적용 모델의 거동을 하중비의 영향을 고려하여 분석하는 것이 주요 목적이며, 이는 대상 모델의 고온 붕괴 형상 분석을 포함 하고 있다. 부가적으로 거동 분석의 정량화를 위하여 적용된 부재의 온도 변화를 확보하는 것이다. 재하 하중은 4점 재하 방식을 활용하여 중앙부에 균등한 모멘트가 구현 되도록 설계 되었으며 보 중앙의 처짐을 측정하였다. 온도는 상현재, 하현재, 사재 등의 강재 부재의 온도 변화를 측정하기 위하여 40개소의 열전대가 설치되었다. 열전대의 설치위치는 그림 3.122과 같고, 화재실험에서 측정된 온도는 그림 3.123에 나타내었다.

표 3.25 시험체 상세 조건

시험체	최대모멘트(하중)	재하하중(하중비)	사재 부재
M-45-0.4	315.4kN·m (300.4kN)	120.2 kN (0.4)	L-45x45x6
M-35-0.7		210.4 kN (0.7)	L-35x35x6
M-25-0.4		120.2 kN (0.4)	L-25x25x5
M-20-0.7		210.4 kN (0.7)	L-20x20x5
M-45-0.6		180.4 kN (0.6)	L-45x45x6
M-35-0.6		180.4 kN (0.6)	L-35x35x6

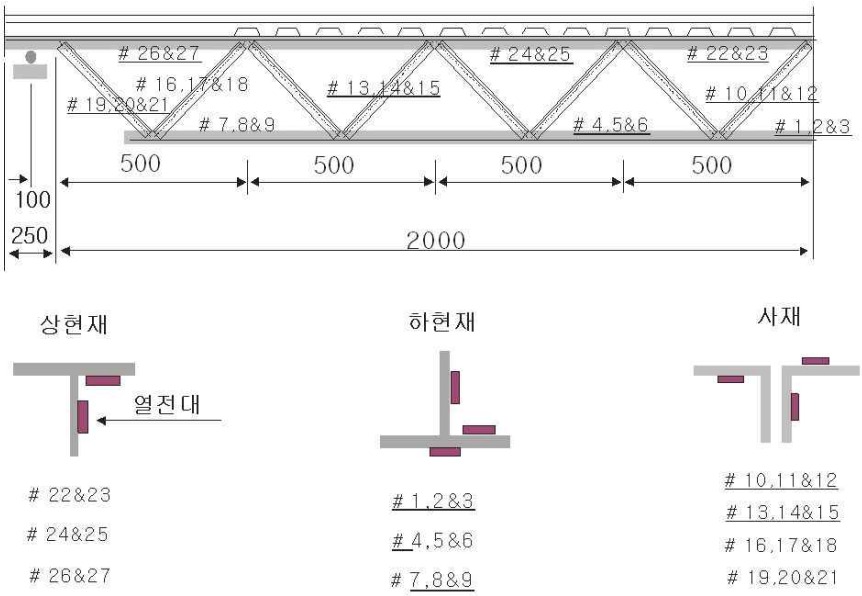


그림 3.122 합성트러스 시험체의 열전대 설치위치

편의상 시험체의 중앙부 하현재 #1,2&3 사재 #10,11&12 상현재 #22&23을 Group 1, L/4 지점 하현재의 #4,5&6 사재의 #13,14&15 상현재의 #24&25를 Group 2, 단부 하현재 #7,8&9 사재의 #16,17&18 #19,20&21 상현재의 #26&27을 Group 3 이라고 정의하였다. 표 3.26은 시험체의 센서 명칭에 대하여 요약한 것이다.

본 실험은 KS F 2257-6의 표준화재 조건에 의하여 재하 후 3면 가열을 하였으며 한국건설기술연구원 방내화 실험동에서 실시하였다. 표 3.27은 시험체의 사재별 최대모멘트, 재하 하중과 하중비를 나타낸다.

표 3.26 구조부재의 열전대 명칭

Structural Member	Sensor name
Top chord Brace member Bottom chord	M45-T-G1 : Specimen name-Structural Member-location Structural member : Top Chord Web member(Bracing), Bottom Chord Location : Group 1, 2, 3

한계상태 설계에서 합성트러스의 모멘트 성능은 보에 적용되는 계수모멘트 이상이 되어야 한다.(2) 합성트러스는 일반 합성보와 같이 압축력은 콘크리트 부분인 슬래브가 인장력은 트러스의 하현재가 지지한다. 트러스 부분인 강재의 압축력 지지는 미미하므로 없는 것으로 가정하였다.

SS400 강재의 설계 강도 $p_y = 245\,N/mm^2$, 콘크리트 압축력은 $f_c = 24\,N/mm^2$이다. 표 3.27의 합성트러스 모멘트 성능은 BS5950 Part 1에 의하여 다음 식으로 계산하였다.(6)

$$R_c = 0.45 f_{cu} B_e x_c \qquad (1)$$

여기서, R_c : 데크 위의 콘크리트 압축강도
f_{cu} : 콘크리트의 큐브 강도
B_e : 콘크리트 슬래브의 유효 너비
D_s : 슬래브 전체 깊이
D_p : 데크의 깊이

$$R_s = A_b p_y \qquad (2)$$

여기서, R_s : 강재의 강도
A_b : 하현재의 전단면적
p_y : 강재의 설계 강도

콘크리트의 중립축 깊이는 다음과 같다.

$$x_c = (D_s - D_p)\frac{R_s}{R_c} \qquad (3)$$

합성트러스의 모멘트는 $R_s < R_c$인 경우 다음식과 같다.

$$M_c = R_s \times [D_t + D_s - x_b - 0.5x_c] \qquad (4)$$

여기서, D_t : 강재 트러스의 전체 깊이
x_b : 트러스 하현재의 중립축 거리

본 실험은 표준화재 조건에서 적용모델의 거동을 재하 하중율과 사재의 크기에 대한 영향을 고려하여 실험체 비교 분석과 구조물의 화재거동 분석을 위하여 적용된 각 부재의 시간에 따른 전열 특성을 분석하는 것으로 선정하였다. 재하 하중은 4점 재하를 하여 중앙부에 균등한 하중이 전달되도록 하였으며, 보 중앙부의 처짐

은 와이어 게이지를 이용하여 측정하였다. 온도는 상현재·하현재·사재 부재·콘크리트 부재의 온도 변화를 측정하기 위하여 40개의 열전대를 설치하였으며, 그 위치는 그림 3.122와 같다.

(2) 재료실험 및 실험 평가

합성트러스의 재료적 성질을 알기 위하여 KS B 0802 시험 방법에 의한 금속 재료 인장 시험을 실시하였으며 강재의 재료적 성질은 표 3.28과 같다.

(가) 형강에 따른 하중- 처짐 곡선

인장 시험 결과 ㄱ-형강의 항복 강도는 48.68 kN으로 측정되었으며, 극한 강도는 73.15 kN으로 측정되었고, 최대 변형은 22.2 mm로 측정되었다. CT-형강의 항복 강도는 84.11 kN으로 측정되었으며, 극한 강도는 121.94 kN으로 측정되었고, 최대 변형은 20.57 mm로 측정되었다. ㄱ-형강은 CT-형강 항복 강도의 약 57.87 %,인장 강도의 약 59.99 %의 강도 차이를 나타내었으며, 변형은 CT-형강의 113.12 %로 측정되었다.

(나) 형강에 따른 응력-변형도 곡선

인장 시험 결과 ㄱ-형강의 항복응력은 291 MPa, CT-형강은 338 MPa로 나타났으며, 인장응력은 ㄱ-형강은 438 MPa, CT-형강은 490 MPa로 나타났다. 재료의 연성을 나타내는 연신율도 모두 기준에 적합한 것으로 나타났다. ㄱ-형강은 CT-형강 항복응력의 약 86.23 %, 인장강도의 약 89.38 %의 응력 차이를 나타내었으며, 연신율은 CT-형강의 104.77 %로 측정되었다.

(다) KS 기준과 비교

항복응력과 인장응력을 KS 기준과 비교하였을 때 ㄱ-형강과 CT형강 모두 적합하며, 재료의 연성을 나타내는 연신율도 모두 기준에 적합한 것으로 나타났다.

표 3.27 형강의 인장력 테스트

실험체	표점 길이	너비 (mm)	두께 (mm)	단면적 (㎟)	항복강도 (N)	항복응력 (Mpa)	인장강도 (N)	인장응력 (Mpa)	변형길이 (mm)	연신율 (%)
ㄱ steel	103.00	27.86	6	167.13	48678.72	291.26	73149.35	437.67	22.20	21.55
CT steel	95.40	31.33	6/9	249.03	84112.51	337.76	121941.96	489.66	19.62	20.57

표 3.28 일반 구조 형강의 기계적 특성

실험체	항복 응력(MPa) 강재 두께(mm)			인장응력 (N)	연신율(%) 강판 두께(mm)			
	16이하	16~40	40초과		5이하	5~16	16~50	40이상
SS 400	245이상	235이상	215이상	400~510	21이상	17이상	21이상	23이상

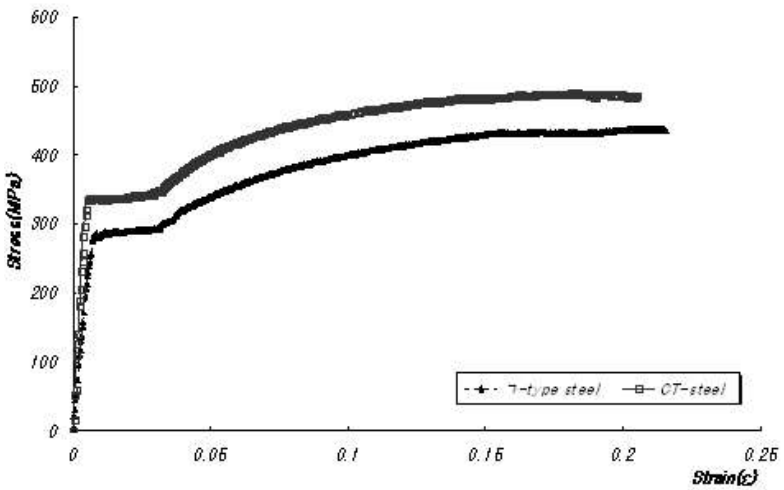


그림 3.123 응력-변형율 곡선

(3) 실험 평가

KS 규준의 내화 성능 평가는 ISO 834를 기준으로 하는 KS F 2257의 건축구조 부재의 내화시험방법에 의한다. 비재하 실험의 경우는 온도를 기준으로 평균온도 538℃와 최대온도 649℃를 넘지 않아야 한다고 규정되어 있다. 재하실험의 경우 부재의 변형량은 허용 변형량인 $D=\frac{L^2}{400d}$와 변형속도인 $\frac{dD}{dt}=\frac{L^2}{9000d}$를 초과할 경우 구조적 붕괴상태로 판정하고 처짐 기준인 L/30을 초과 하지 않도록 하고 있다. 본 실험은 재하 실험으로 두 번째 기준에 의하여 평가 하였으며 중앙부 처짐이 L/30을 초과할 때 붕괴 상태로 판정하였다.

(4) 실험결과 및 분석

하중비 0.4의 조건으로 사재의 크기가 다른 두 개의 시험체인 M-45-0.4와 M-25-0.4의 온도와 처짐을 분석하였다. KS F 2257-6(7)의 조건에 의하여 보의 3면 가열을 한 결과 열을 가장 직접적으로 받는 하현재와 사재의 온도 비교를 하였을 때 그림 3.124~125 에서 보는바와 같이 하현재의 온도에 비하여 사재의 온도 분포가 더 높았으며 M-45-0.4 시험체의 경우, 사재의 온도 상승이 시험체의 내화 거동에 영향이 있는 것으로 판단되었다.

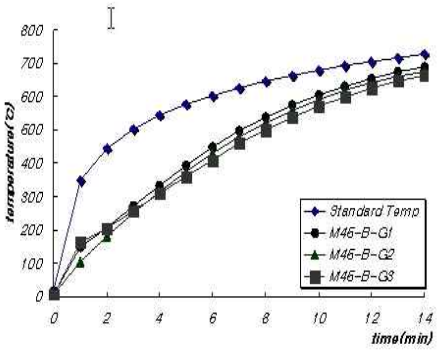


그림 3.124 M-45-0.4 하현재 온도분포

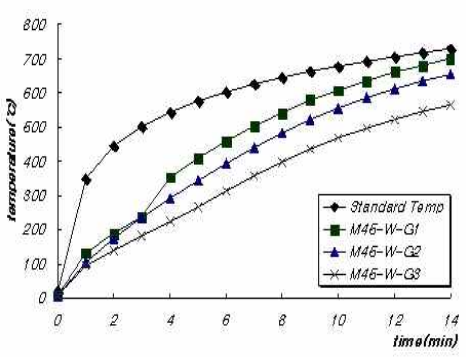


그림 3.125 M-45-0.4 사재 온도분포

M-25-0.4 시험체의 사재와 하현재의 온도 분포를 비교한 결과 M-45-0.4 시험체와 달리 하현재의 온도가 더 높았으며 사재의 크기가 작은 경우 하현재의 온도 상승이 시험체의 화재 거동에 영향을 준 것으로 판단된다. 그림 3.128의 처짐 비교에서 M-45-0.4 시험체의 내화시간은 12분이었으며 처짐은 124.2 mm, M-25-0.4 시험체의 경우 내화시간은 12분으로 처짐은 131.5 mm로 나타났다. 사재의 부재 크기가 내화 시간에 영향을 적게 미치는 것으로 나타났다.

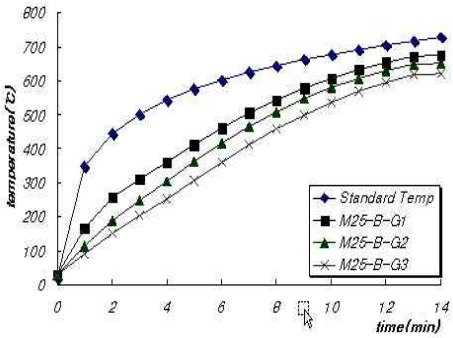


그림 3.126 M-25-0.4 하현재 온도분포

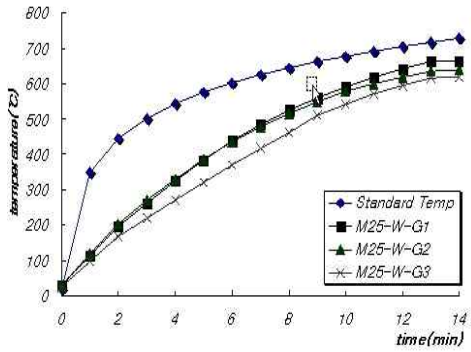


그림 3.127 M-25-0.4 사재 온도분포

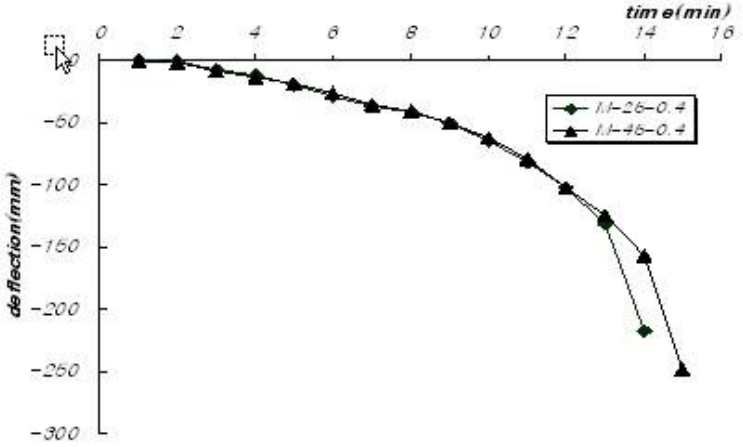


그림 3.128 하중비 0.4 시험체의 처짐곡선

화재의 영향이 가장 직접적으로 나타나는 하현재의 경우 두 시험체 모두 4분 이내에서 400 ℃ 이하의 분포를 보였으며 4분 이후부터 강재의 내력 저하가 나타난 것으로 판단된다. 시험체 중앙부의 사재에 설치된 10~12번 열전대 센서의 온도가 다른 열전대에 비하여 높은 것으로 나타났으며 이는 부재의 중앙부 처짐에 영향을 준 것으로 판단된다. 그림 3.129와 그림 3.130의 온도에 따른 실험체의 처짐 비교에서 하중률 0.4에서 비슷한 경향을 보였다.

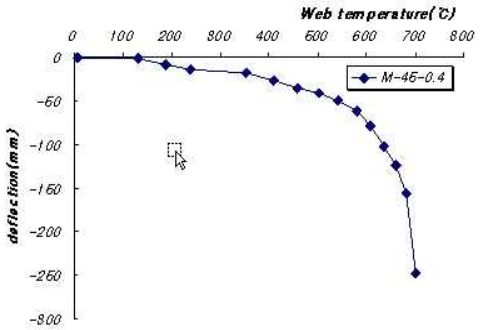


그림 3.129 M-45-0.4 사재의
온도-처짐 곡선

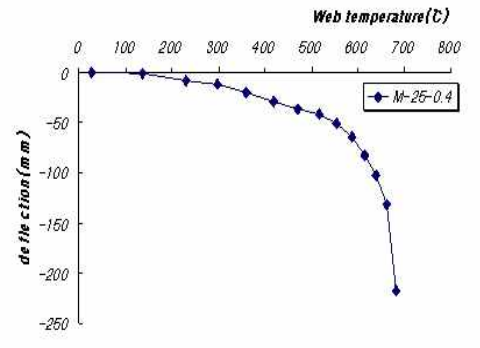


그림 3.130 M-25-0.4 사재의
온도-처짐곡선..

사재 온도에 대한 처짐을 비교하였을 때 M-45-0.4는 680.93 ℃, M-25-0.4는 661.3 ℃에 도달한 이후 급격한 처짐이 발생하였다. 하중률 0.4에서 부재의 크기 변화는 합성트러스의 내화거동에 영향이 적은 것으로 판단된다.

(5) 하중비(0.7) 조건에 따른 화재 거동 분석

하중비 0.7 조건의 M-35-0.7과 M-20-0.7의 시험체 비교에서 그림 3.131과 그림

3.132는 하현재와 사재 부재의 온도 분포를 나타낸다. M-20-0.7 시험체의 경우 시험시간 4분경과 후 L/30의 처짐 기준에 도달하고 급격한 처짐 양상을 보였다. 20 mm, 25 mm 사재를 사용한 시험체의 경우, 양단부의 사재에 좌굴이 발생하였다.

M-20-0.7 시험체는 재하 지점의 콘크리트와 데크의 박리가 다른 시험체와 비교하여 심각하였고 단부의 사재 좌굴도 더 많이 나타났다. 온도 분포의 비교에서 M-20-0.7 시험체의 시험 시간이 짧아 전체적인 비교는 어려우나 시험 시간 4분까지의 온도 분포는 다른 시험체와 비슷한 경향을 보였다. M-35-0.7 시험체의 경우 하현재의 온도 분포가 사재에 비하여 12분 시험 경과 후 40 ℃의 차이가 있었으며 하현재의 온도가 시험체의 처짐에 영향을 준 것으로 판단된다. M-20-0.7 시험체의 경우 사재의 온도가 하현재에 비하여 실험시간 4분에서 100 ℃의 온도 차이가 있었으며 사재의 크기가 작은 경우 사재의 온도 차이에 의한 시험체의 거동이 나타났다.

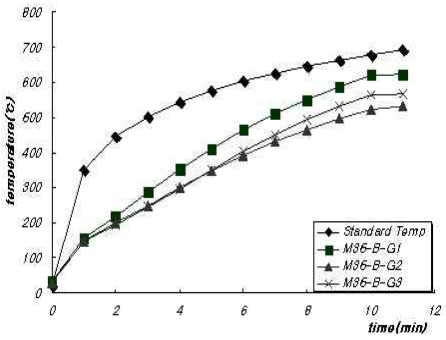


그림 3.131 M-35-0.7 하현재 온도분포

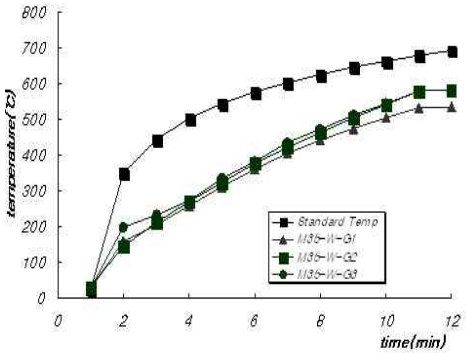


그림 3.132 M-35-0.7 사재 온도분포

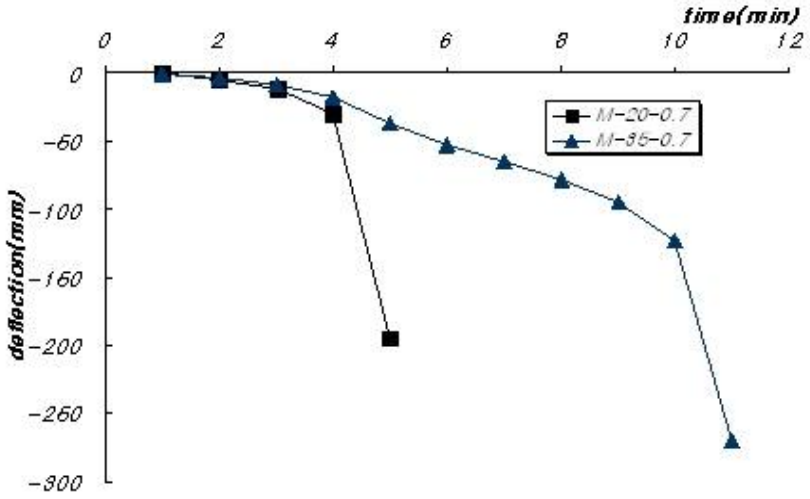


그림 3.133 하중비 0.7의 처짐곡선

내화 시간의 비교에서 M-20-0.7의 내화시간은 3분이었으며 처짐은 30 mm,

M-35-0.7의 내화시간은 9분으로 처짐은 123 mm이다. M-25-0.4의 사재 부재의 경우 하중률 0.4에서 M-45-0.4 시험체와 내화시간의 차이가 적었으나 20 mm 사재 부재의 경우는 하중률 0.7에서 35 mm 사재 부재와 비교하였을 때 3배 정도의 내화시간 차이가 나타났다.

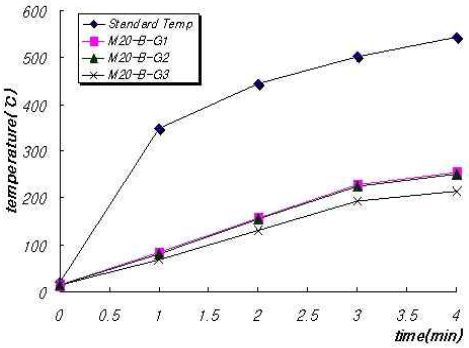


그림 3.134 M-20-0.7 하현재 온도 분포

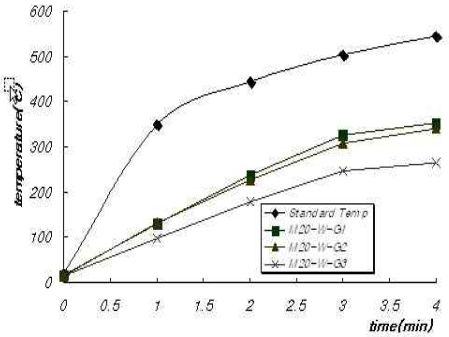


그림 3.135 M-20-0.7 사재 온도분포

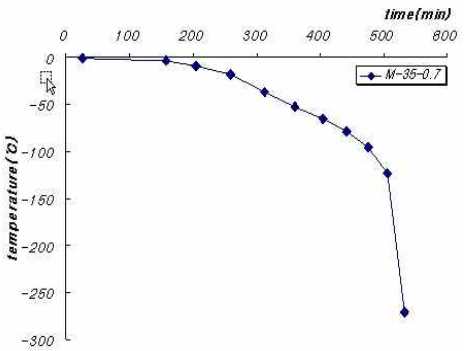


그림 3.136 사재 온도-처짐곡선

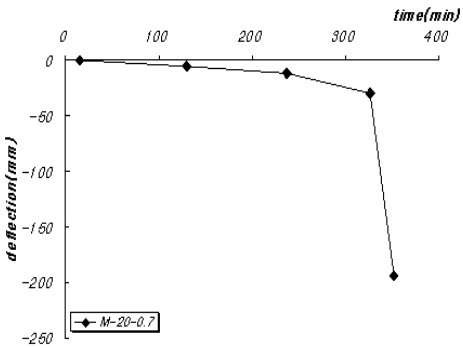
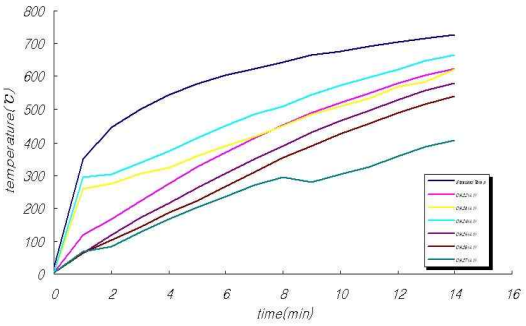
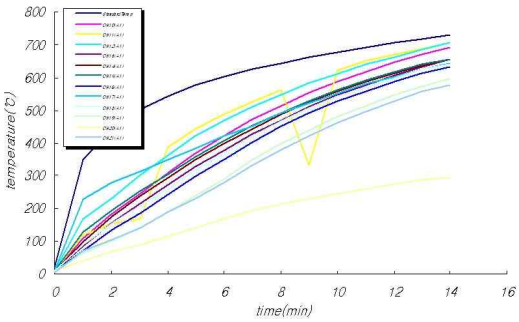


그림 3.137 사재 온도 처짐곡선

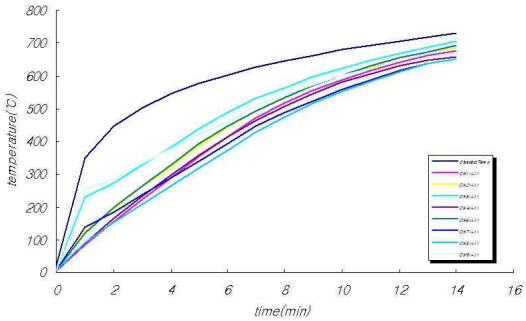
M-35-0.7 시험체의 사재 온도와 시험체 처짐을 비교한 결과 505 ℃에 도달한 이후 급격한 처짐이 발생하였다. M-20-0.7 시험체의 경우 사재의 온도 326 ℃일 때 처짐량은 30 mm 이었으나 이후 급격한 처짐이 발생하였다. 이것은 단부의 트러스 붕괴로 인한 시험체의 급격한 처짐이 발생한 것으로 판단된다.



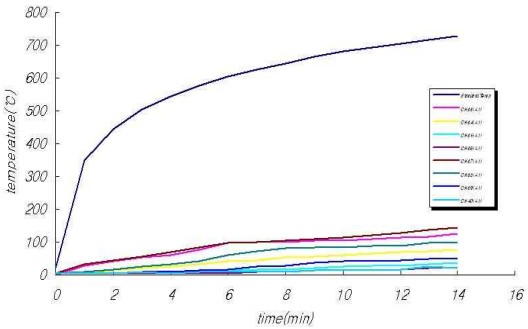
(a) 상현재 온도



(b) 사재 온도



(c) 하현재 온도



(d) 데크슬래브 온도

그림 3.138 합성트러스 단면의 온도분포





그림 3.139 합성트러스 시험체의 가열 실험 전•후 모습

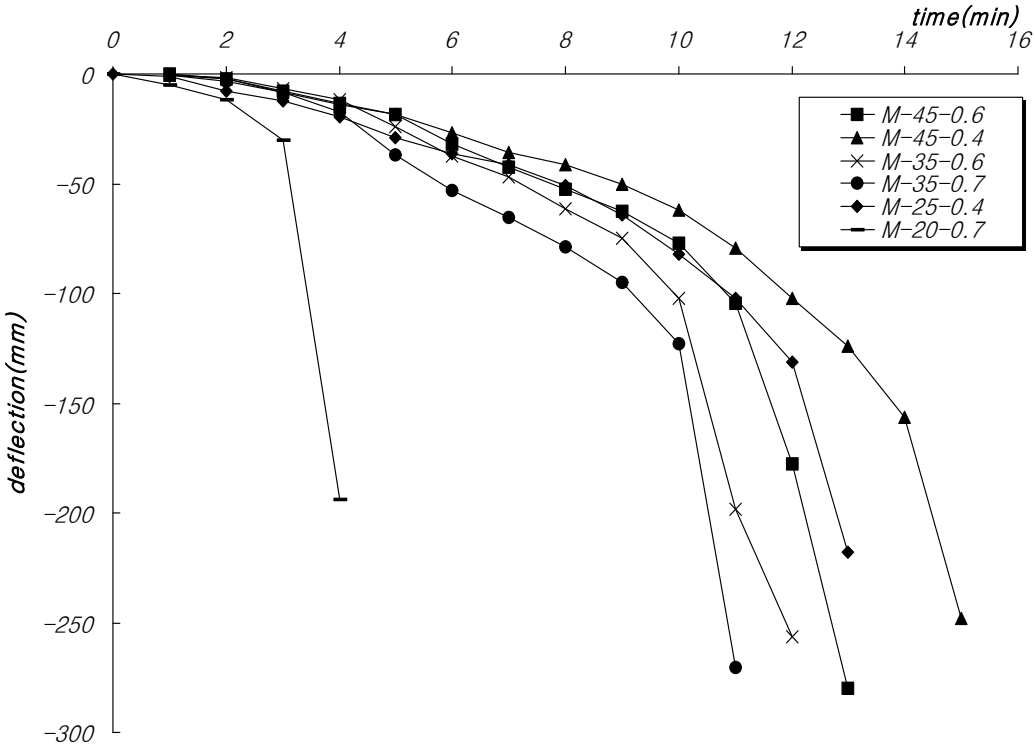


그림 3.140 시험체별 처짐 곡선

M-45-0.4 시험체에서 하현재보다 사재의 온도 분포가 더 높았으며 사재의 온도 상승이 시험체의 내화 거동에 영향이 있는 것으로 판단된다. 내화시간은 12분, 처짐은 124.2 mm로 나타났다. M-25-0.4 시험체는 하현재의 온도 분포가 더 높았으며 내화시간은 12분으로 M-45-0.4 시험체와 같았으며 처짐은 131.5 mm로 나타났다. 하중률 0.4에서는 사재 부재 크기가 내화성능 향상에 영향이 적은 것으로 판단된다. M-35-0.7 시험체는 하현재의 온도 분포가 사재와 비교하여 시험시간 12분 경과 후 40 ℃의 차이가 있었으며 하현재의 온도가 처짐에 영향을 준 것으로 판단된다. M-20-0.7 시험체는 사재의 온도에 따른 처짐이 발생한 것으로 판단되며 실험시간 4분 경과 후 사재의 온도가 100 ℃ 높았다. 하중비 0.7 조건에서 M-35-0.7 시험체와 M-20-0.7 시험체의 화재 실험 결과 내화시간은 각각 9분, 3분으로 3배 정도의 차이가 나타났고, 처짐은 123 mm, 30 mm이었다. 하중비 0.7 조건에서 사재 부재의 크기 변화가 내화성능 향상이 있는 것으로 나타났으며 35 mm이하의 사재 부재를 사용할 경우 단부의 사재 부재의 좌굴이 발생하였다.

단면의 온도분포는 표준화재 14분 경과 시까지 하현재와 사재는 거의 같은 수준으로 증가하였고, 콘크리트 슬래브는 매우 낮은 분포를 보였다. 사재의 단면에 따라 분류되는 두 종류의 시험체는 재하 하중률의 값(0.4~0.7)에 따라 내화시간이

약 10~14분으로 나타났다. 하중율이 동일한 M-45-0.6과 M-35-0.6을 비교하면 사재의 사용에 따라 근소한 차이를 나타냄을 알 수 있다.



(a) M-25-0.4 슬래브 파괴형상 (b) M-20-0.7 단부 파괴형상

그림 3.141 합성트러스 파괴 형상

3. 내화피복 성능향상 기술개발

(1) 실험목적

내화도료는 건축물의 화재로 인한 고온 상황을 견디는 역할을 수행하기 위해 넓은 범위에서 사용되고 있다. 내화도료의 열전도도를 측정하면 고온에서 내화도료가 가지는 단열 성능을 예측할 수 있는데, 이러한 열전도도는 재료의 밀도, 비열, 열확산 계수를 측정하여 구할 수 있다. 그리고 내화도료가 코팅된 강판에 대해 시간에 따른 온도 증가와 단위면적당 열량인 heat flux 계산을 통하여 열전도도를 구할 수 있기도 하므로, 두 가지 방법의 병행을 통하여 내화도료의 성능을 예측하고 보다 쉽고 빠르게 제품의 품질을 측정할 수 있다.

더불어 내화성능이 나타나는 원리를 바탕으로 신규 재료의 도입을 통한 내화도료의 성능향상 가능성을 파악하여 향후 제품개선의 방향을 제시하고자 한다.

(2) 실험방법

(가) 시편제조

유성유기계(solvent-borne organic intumescent paint, SBOIP) 와 수성무기계(water-borne inorganic intumescent paint, WBIIP) 의 내화도료를 이용하여 실험을 수행하였다. 유성유기계 내화도료는 주 고분자 resin으로 polyvinylacetate를 사용하고, ammonium polyphosphate과 pentaerythritol 유도체를 발포제로 사용하며, melamine 을 carbon source로 사용하는 특징을 가지고 있다. 수성무기계의 경우 sodium silicate가 발포제로 사용되며 열적으로 안정한 알루미나, 실리케이트, 이

산화티타늄 등이 filler로 사용된다.

내화도료를 PA2101 applicator를 이용하여 균일하게 코팅한 후 23℃, 상대습도 50%의 oven에서 4일 이상 건조하여 더 이상의 무게변화가 없음을 확인한 후 열물성 측정을 시행하였다.[1]

(나) 측정방법

열물성 측정을 위해 Shimadzu 사의 DSC-60을 질소분위기 혹은 대기 분위기에서 사용하여 내화도료의 온도별 반응여부와 비열(ASTM 1296[2])을 측정하였다. 비열 측정 시에는 유성유기계 및 수성무기계 내화도료를 400℃에서 10분 동안 가열하여 발포시킨 후 2차례의 DSC cycle 측정을 하여 내화도료 자체 및 흡착된 수분의 반응 peak이 나타나지 않도록 하였다. Netzch 사의 QMS 403C 를 이용하여 TGA를 측정하였고, DSC와 TGA 모두 10℃/min 조건으로 실험을 시행하였다.

열확산 계수의 측정을 위한 laser flash 장비는 Netzch 사의 LFA 417을 사용하였고 쉽게 부서지는 내화도료의 형태를 유지하기 위해 흑연을 코팅한 sapphire 도가니에 내화도료를 넣은 후 고온에서 발포하여 LFA 실험을 수행하였다.

Fire Testing Technology Ltd. 에서 제작한 Dual Cone Calorimeter를 이용하여 내화도료의 단열 성능을 실험하였다. 기본적인 실험방법은 ISO 5660-1 [3] 의 방법을 따라 수행하였고, 70×70×3 mm3 의 크기를 가지는 철판에 내화도료를 코팅 후 뒷면에 열전대를 연결하여 시간에 따른 온도변화를 기록하였다. 철판의 위치는 발열체로부터 57mm 하단에 설치하였고, heat flux는 35.5±0.2 ㎾/m2 로 유지하면서 1시간 동안 실험을 수행하였다.

내화도료의 성능평가 및 비교를 위해 BS 476-20:1987[4] 의 표준 화재 곡선을 따르는 전기로를 제작하여 70×70×5 mm3 의 크기를 가지는 철판에 내화도료를 코팅하여 시간에 따른 온도변화를 기록하였다.

(3) 소결 및 고찰

(가) 내화도료의 열적 거동

그림 3.142는 유성 유기계와, 수성 무기계 내화도료 및 ammonium polyphosphate (APP) 의 DSC 결과이다. APP는 온도 상승시 암모니아 가스를 방출하여 내화도료의 발포를 유도하는데 필요한 성분이고 DSC 결과를 통해서 온도 상승에 따른 발포도막의 발열 혹은 흡열 반응을 살펴볼 수 있다. 유성유기계 내화도료는 200℃, 320~440℃에서 강력한 흡열반응이 발생하며 200℃에서 발포 작용이 시작하여 320~440℃에서는 미반응된 발포 성분이 최종적으로 반응함을 알 수 있다. 이와는 반대로, 수성 무기계 내화도료는 도료 내부에 포함되어 있는 화학적 혹은 물리적으로 결합되어 있는 수분 때문에 유성 유기계에 비해 상대적으로 넓은

범위에서 약한 크기의 흡열 작용을 보여준다.

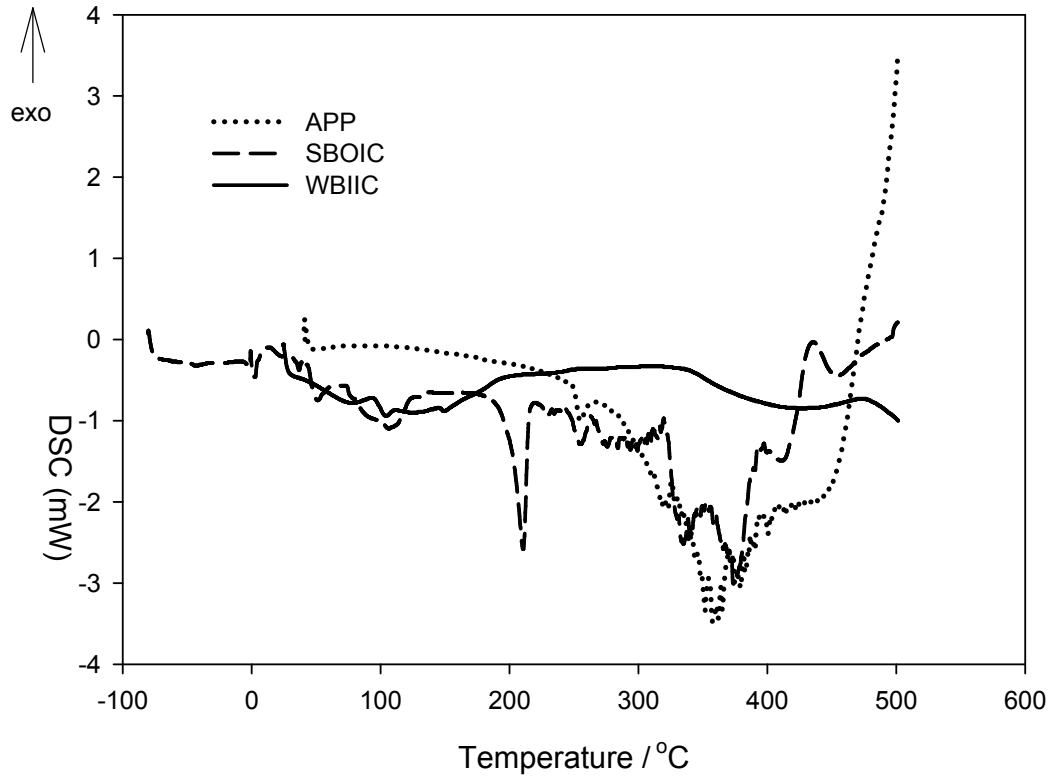


그림 3.142 APP, 유성유기계, 수성무기계의 DSC 결과

그림 3.143은 유성 유기계와 수성 무기계 내화도료의 TGA 결과를 보여주며, 이를 통하여 온도 상승에 따라 발포도막의 질량 감소를 알 수 있다. 약 900℃까지 내화도료가 가열되었을 때에 유 성유기계는 약 70 %의 질량 감소를 보이는 반면에 수성 무기계 내화도료는 약 20 %의 질량 감소를 보여주며, 이러한 차이는 내화도료가 포함하고 있는 유기, 무기질 성분의 차이에 기인한다. 수성 무기계 내화도료는 수화물에 의해 100℃부터 질량 감소가 발생하는 반면에, 유성 유기계는 APP의 화학 반응이 발생하는 약 200℃부터 질량 감소가 시작되며, 이는 그림 3.126의 DSC 상에서의 흡열 반응이 일어나는 결과와 동일함으로 이 온도에서 APP에 의한 발포 작용이 일어남을 확인할 수 있다.

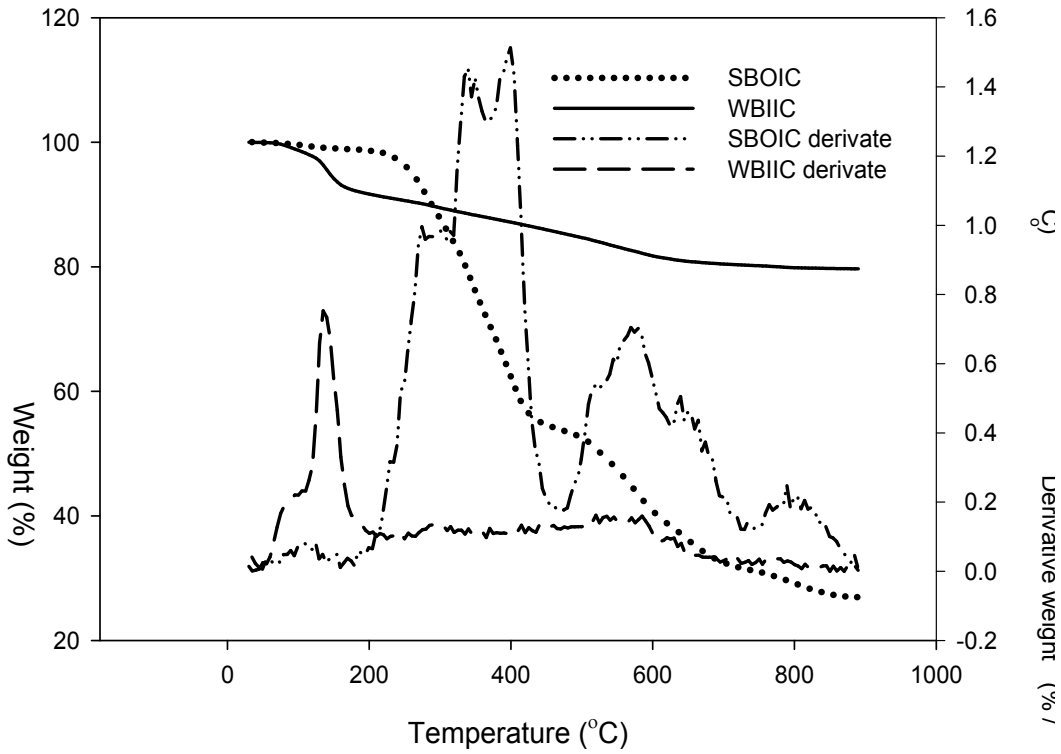


그림 3.143 유성유기계와 수성무기계 내화도료의 TGA 결과

(나) 내화도료의 단열 특성

유성 유기계와 수성 무기계 내화도료의 비열은 사파이어를 기준 물질로 사용하여 ASTM 1269에 따라 측정하였으며, 그 결과는 표 3.29과 같다.

표 3.29 내화도료의 비열 (512℃)

	유성유기계	수성무기계
비열 ($Jg^{-1}K^{-1}$)	1.73	1.31

열확산은 열이 물질을 통과할 때의 속도를 의미하며, 열확산 계수, α 값은 Parker's formula[5]에 의해 계산되어진다.

$$\alpha = \frac{1.38\, d^2}{t_{1/2}} \qquad (1)$$

여기서 d는 시료의 두께를 의미하며 t1/2은 최대값의 50%에 이르는데 필요한 시간을 의미한다. 그 예로써, 그림 3.144은 LFA 장비를 통해서 512 ℃에서 유성유기계 내화도료의 열전달을 측정한 그래프와 수학적인 계산을 통해 얻은 그래프를 나타낸 것이다.

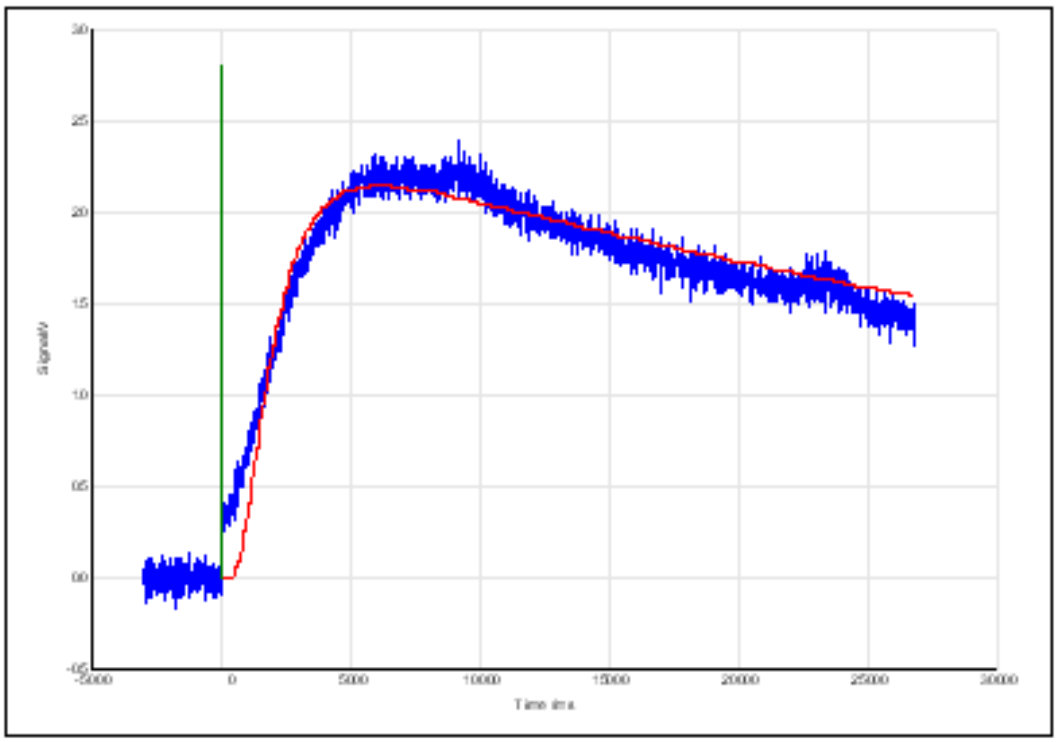


그림 3.144 유성유기계 내화도료의 LFA 결과

LFA를 통해서 얻어진 α값을 이용하여, 열전도도, λ를 계산할 수 있다.

$$\lambda = \alpha\, \rho\, C_p \qquad (2)$$

λ는 열전도도, α는 열확산 계수, ρ는 시료의 밀도를 각각 의미한다. 여기서 α와 ρ 값은 온도에 따른 변수이지만 수행된 실험에서 온도에 따른 밀도의 변화는 무시할 만한 수준이므로 열전도도를 계산할 때 밀도는 상온에서의 값을 그대로 이용하였으며 계산을 통하여 얻어진 512 ℃에서의 λ값은 표 3.31과 같다.

표 3.30 내화도료의 열전도도 (512℃)

	유성유기계	수성무기계
열전도도 ($Wm^{-1}K^{-1}$)	7.05×10^{-3}	3.06×10^{-2}

내화도료의 단열효과를 확인하기 위해서 70×70×3 mm^3 표준 철판의 한쪽 표면에 내화도료를 도포하고 반대편에 열전대를 부착하여 이면 온도 변화를 측정할 수 있도록 하였고 Heat Source로는 균일한 가열을 위해 35.5±0.2 kW/m^2 의 heat flux를 가지는 Cone Calorimeter를 사용하였다. 그림 3.144는 Cone Calorimeter로 가열시 나철판의 표면 온도 변화를 나타낸 것이며 온도가 증가함에 따라 exponential growth를 보여준다. 시간이 경과함에 따른 온도의 변화는 그림 3.145과 그림 3.146에 나타내었다.

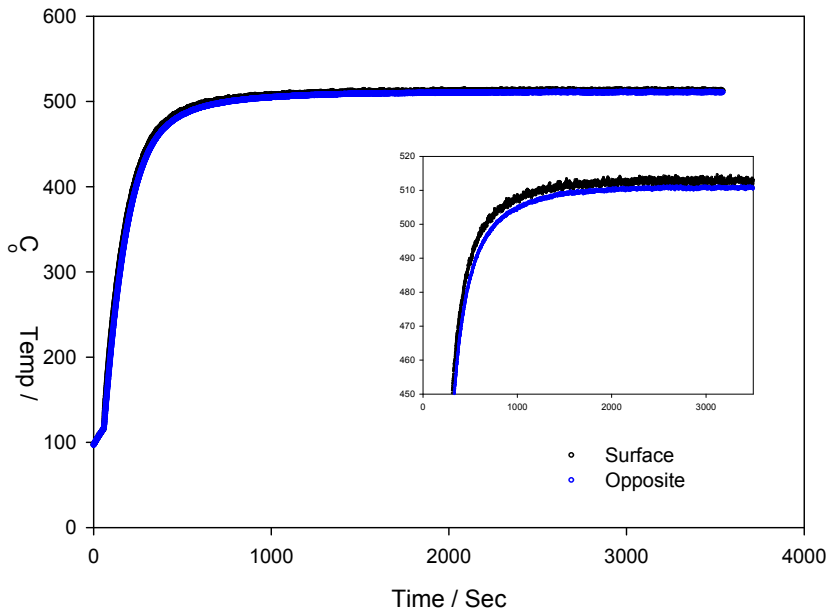


그림 3.145 나철판의 표면온도 변화

그림 3.144는 3 mm 철판의 온도를 나타낸다. 2000초가량 경과 후에는 가열 받는 부분과 반대쪽 면의 온도가 512.6℃ 과 510.6℃ 로 steady state에 이르게 된다. heat flux가 일정하면 일정기간이 지난 후 온도는 steady state에 이르게 되는데, 이때 다음의 식이 양쪽 면에 대하여 적용된다.

$$q'' = \lambda \frac{\Delta T}{L} \qquad (3)$$

q′′ 은 heat flux, λ는 열전도도, ΔT는 양쪽 면의 온도차이, L은 시편의 두께이다. 이 cone calorimeter 실험은 일정한 heat flux와 실제적인 온도 변화를 가능케 한다. 그리고 계산을 통하여 온도 차이를 계산 할 수 있다. 그림 3.38에서 계산된 온도 차이는 8℃ 이지만 계산된 값은 1.9℃와 2.1℃이다. 이러한 차이는 수평 방향으로의 열손실 때문인 것으로 예상된다. 그림 3.146에는 내화도료가 코팅된 시편들의 온도 차이가 나타나 있다. 그림 3.145에서 나타났듯이 내화도료가 코팅된 시편도 열적으로 안정한 영역을 보이고 있다. 하지만 그러한 구간의 시작인 그림 3.145와 비교하면 느리게 나타난다. 유성 유기계 내화도료의 두께와 온도 간에 다음과 같은 선형 관계가 성립함을 볼 수 있다(그림 3.145).

$$\Delta T = \frac{q''}{\lambda} L \qquad (4)$$

식 4를 이용하여 이론적인 ΔT를 구할 수 있고 이렇게 계산된 값과 실제 측정한 값은 그림3.146에서 볼 수 있다.

여기서 측정된 값은 계산된 값보다 높은 온도 차이를 보이는데 이는 강판의 옆면이 노출되어 열에너지 손실로 인한 것으로 여겨진다.

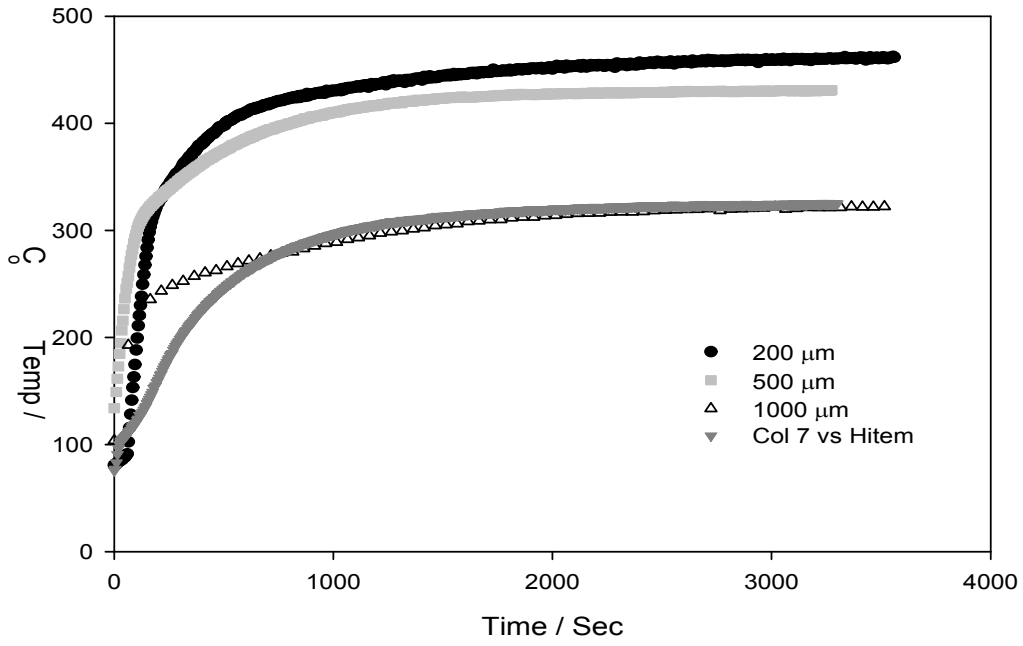


그림 3.146 유성유기계 및 수성무기계 내화도료의 온도변화

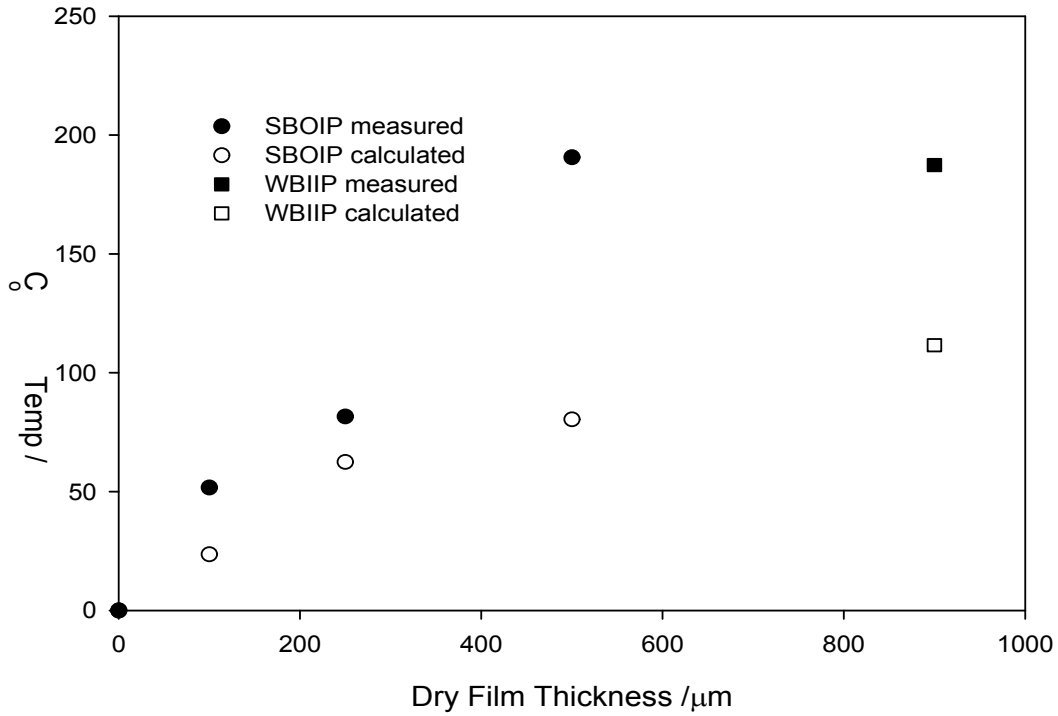


그림 3.147 내화도료와 반대쪽 철판의 온도 차이

(다) 다공성 세라믹을 이용한 성능 향상

수성무기계 도료는 알루미나, silicate, 티타늄옥사이드 등의 filler를 사용하여 단열성능을 유지하고 고온에서도 오랜 시간 반응하지 않는 성능을 가지고 있다. 본 연구에서는 여기에 closed pore를 가지는 다공성 세라믹 입자를 첨가하는 실험을 통하여 열전달에 저항을 형성할 수 있을 것이라 예상되므로 이를 이용한 내화성능의 향상이 가능한지를 살피고자 하였다. 그림 3.148은 전기로의 시간에 따른 내부 온도 변화를 나타낸 것으로, 초반의 급격한 가열 구간에서는 약간의 peak이 나타나지만, BS 476-20 표준화재 시험조건을 만족함을 알 수 있다.

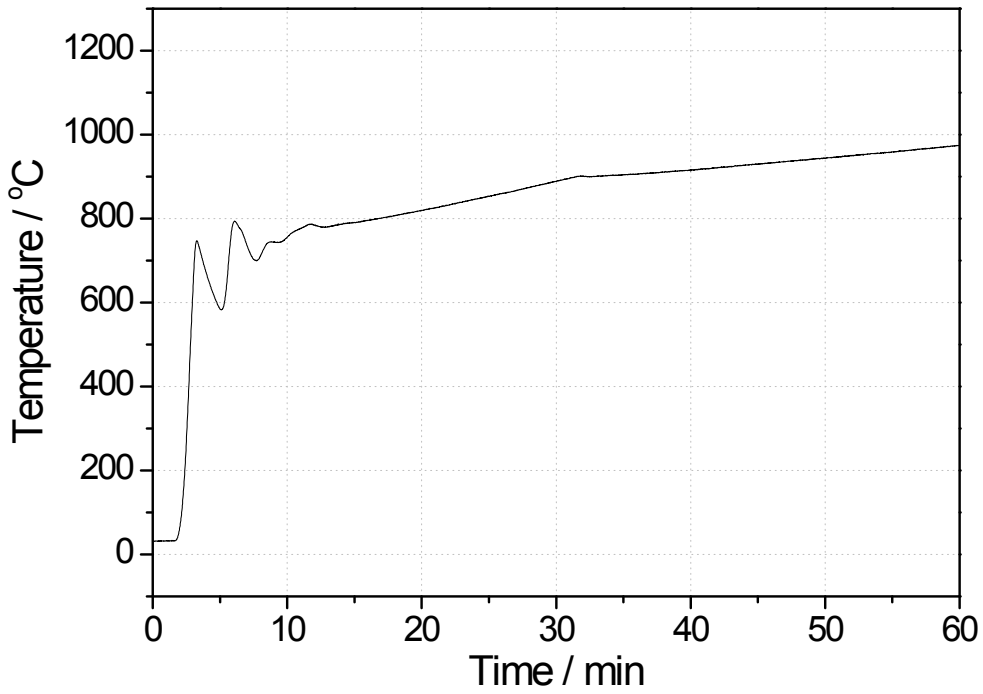


그림 3.148 전기로 내부 시간별 온도곡선

동일 조건에서 내화도료가 코팅되지 않은 철판을 sample의 위치에 놓고 온도를 측정하여 그림 3.149에 나타내었다. 4개의 sample 위치에 대한 철판 후면의 온도는 별다른 차이를 보이지 않음을 알 수 있었다. 철판이 가열되는데 시간이 다소 걸려 전기로 중앙보다 약간 낮게 온도가 상승하지만 20여분이 지난 후에는 큰 차이를 보이지 않고 있다.

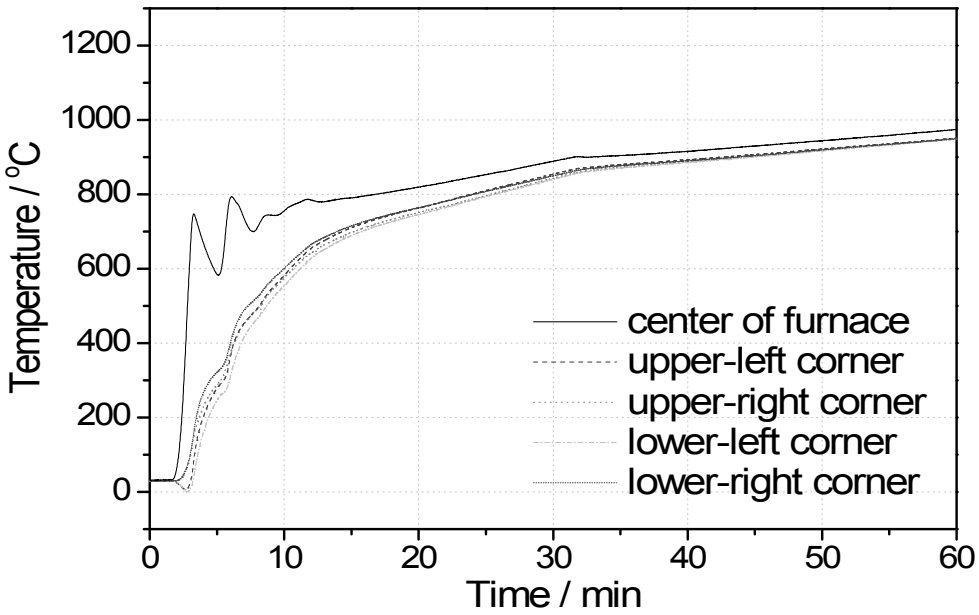


그림 3.149 내화피복 코팅이 없는 철판의 온도변화

내화도료의 성능 평가를 위해 수성 무기계 도료를 코팅하여 건조두께가 약 3.5 mm 가 되도록 한 후 표준화재시험을 행하여 그림 3.150과 같은 결과를 얻을 수 있었다.

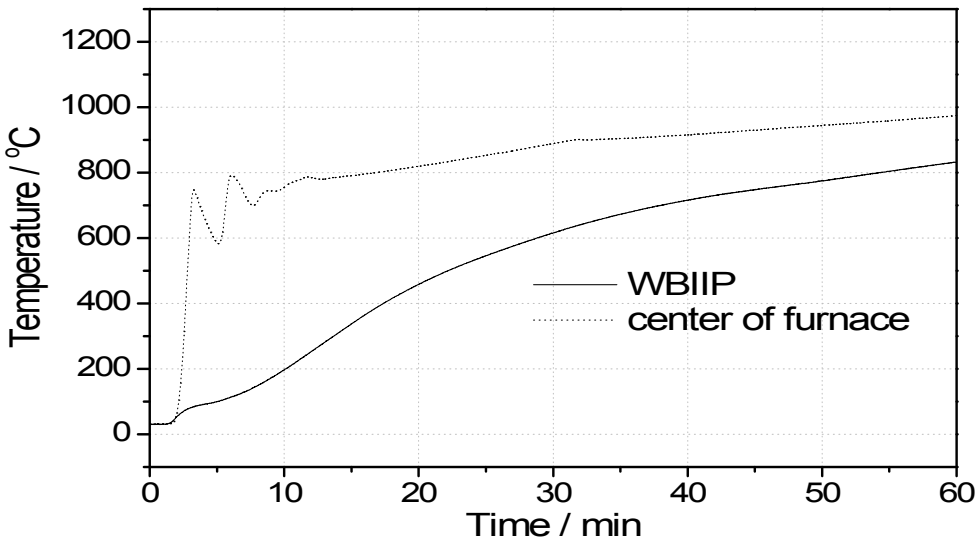


그림 3.150 수성무기계 내화도료의 온도곡선

동일한 조건에서 수성무기계 sample에 일반적인 알루미나 입자와 다공성 알루미나 입자를 내화도료대비 4.7 wt% 혼합하여 제조한 sample의 비교결과는 그림 3.151에 나타내었다.

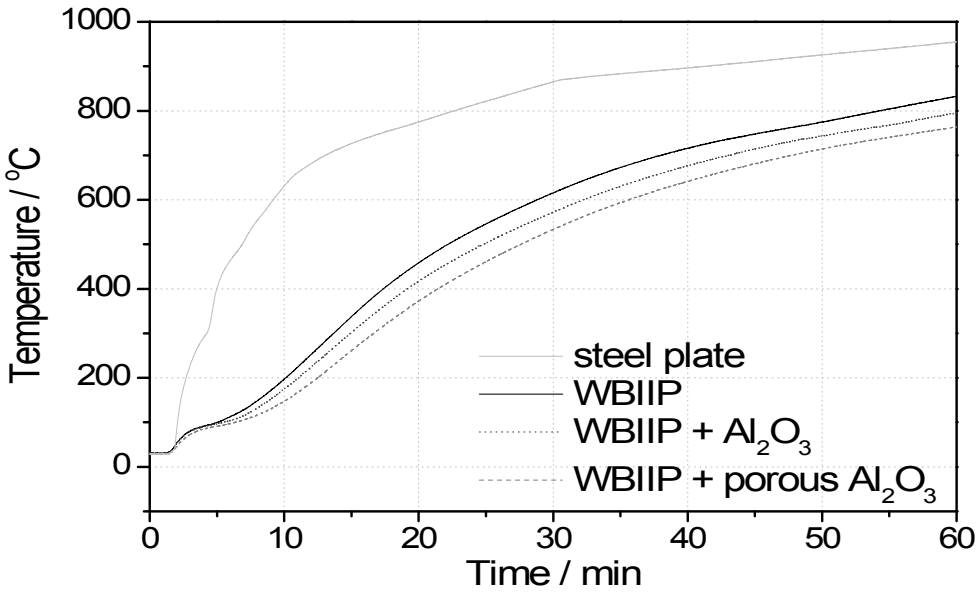


그림 3.151 알루미나 및 다공성 알루미나 첨가시의 온도곡선 변화

정량적은 성능변화를 표 3.32에 나타내었다. 이로부터 수성 유기계 내화도료에 4.7 wt%의 알루미나 첨가시 약 30%의 성능향상을 가져옴을 볼 수 있고, 다공성 알루미나를 첨가할 경우 약 2배에 해당하는 60% 가량의 성능향상이 가능함을 알 수 있다.

표 3.31 코팅 성분 별 단열효과

코팅	없음 (강판)	WBIIP	WBIIP+알루미나	WBIIP+다공성 알루미나
온도 (℃)	950	832.5	795.9	764.1
강판과의 온도차(℃)		117.5	154.1	185.9
단열효과		100.0 %	131.2 %	158.3 %

그림 3.152와 표 3.32는 60분 이후에 추가로 온도를 증가시킴에 따라 내화도료의 거동을 보인 것이다. 굴곡이 나타나는 지점에서 내화도료가 벗겨지는 현상이 나타나는 것으로 이때의 온도와 시간을 알 수 있다.

세 가지 시편 모두 900℃ 부근에서 박리가 발생하지만, 첨가된 물질에 따라 상온 속도가 달라 박리가 발생하는 시간이 표 3.32와 같이 증가함을 보이고 있다.

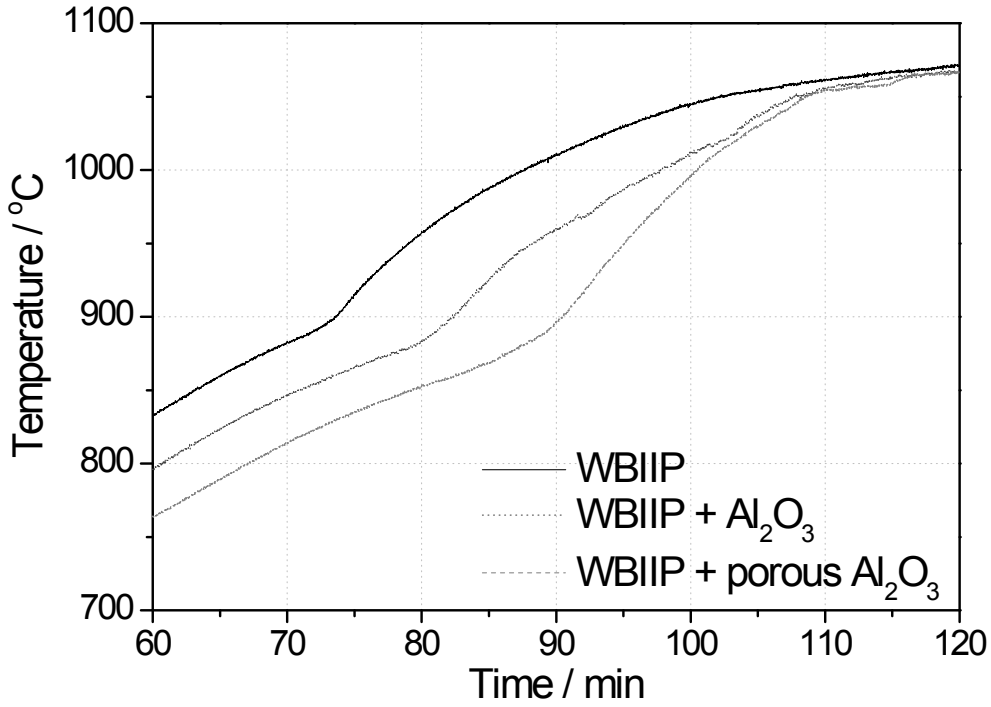


그림 3.152 알루미나 및 다공성 알루미나 첨가시의 온도곡선 변화 (60분 이후)

표 3.32 코팅성분별 박리 시간 변화

	WBIIP	WBIIP+알루미나	WBIIP+다공성 알루미나
박리시간(분)	72.6	80.6	88.4
박리시간 증가(%)		11.0	21.8

다공성 알루미나의 함량 변화에 따른 내화도료의 성능향상에 대한 결과는 그림 3.153과 표 3.33에 나타내었다. 0%에서 4.7% 까지 첨가량을 변화시킨 결과 첨가량이 많을수록 단열성능이 각각 17, 24, 45% 가량 우수해 짐을 볼 수 있다.

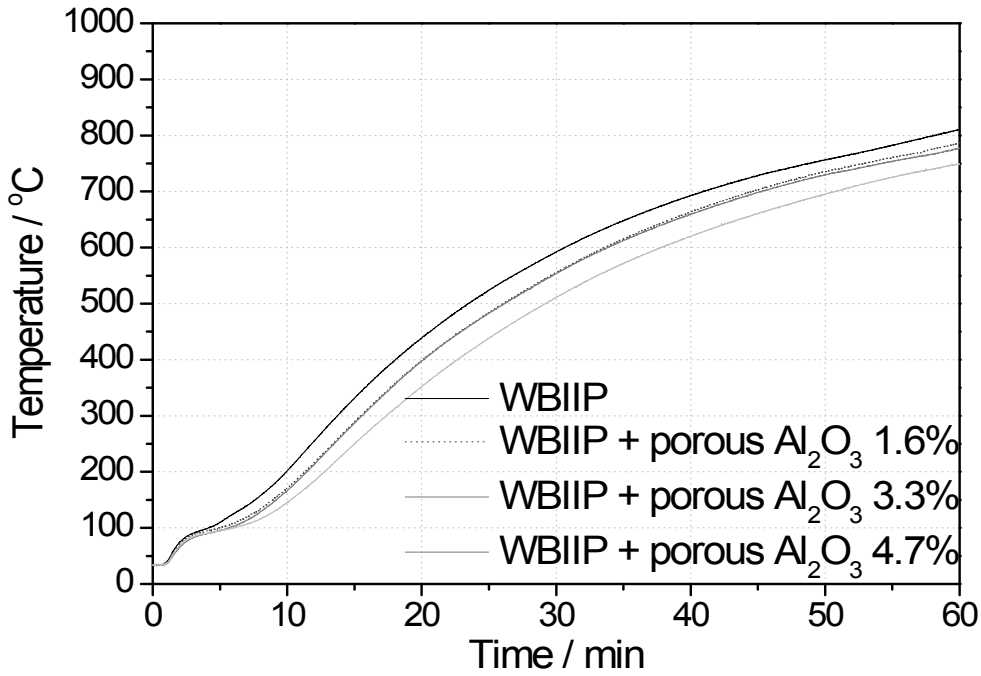


그림 3.153 다공성 알루미나 함량별 온도곡선 변화

표 3.33 다공성 알루미나 함량별 단열효과

다공성알루미나 함량(%)	강판	0	1.6	3.3	4.7
온도	950	811.5	787.6	777.3	748.9
강판과의 온도차		138.5	162.4	172.7	201.1
단열효과		100.0	117.2	124.7	145.2

그리고 박리가 발생하는 시점의 온도와 시간은 그림 3.154, 표 3.34에 나타내었다. 함량이 증가함에 따라 박리시간이 15, 21, 25% 씩 늘어남을 보이고 있다.

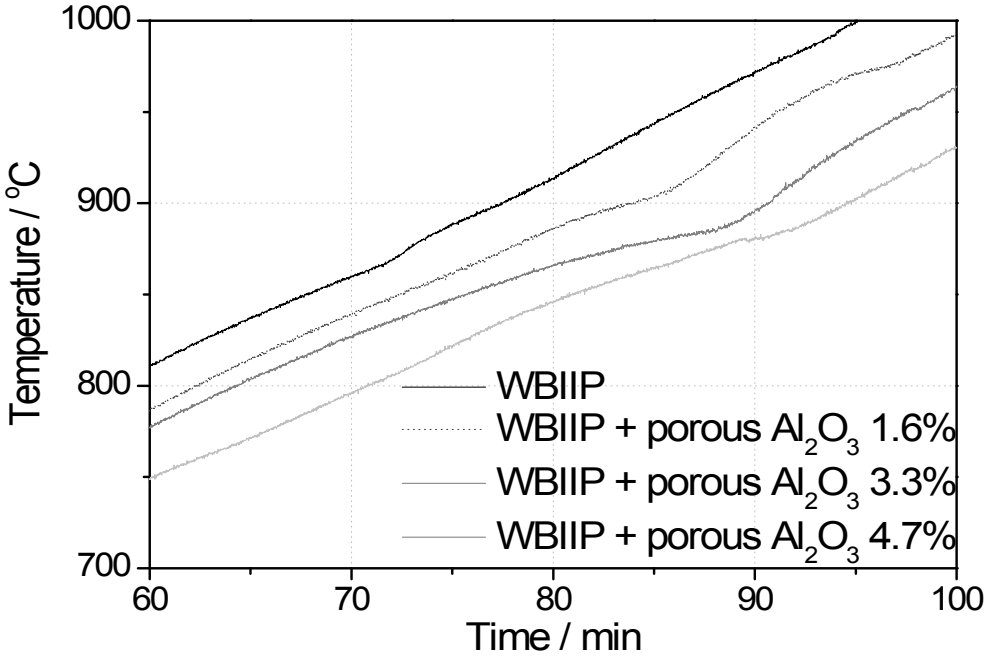


그림 3.154 다공성 알루미나 함량별 온도곡선 변화 (60분 이후)

표 3.34 다공성 알루미나 함량별 박리 시간 변화

다공성 알루미나 함량(%)	0	1.6	3.3	4.7
박리시간(분)	71.7	82.5	87.0	89.4
박리시간 증가(%)		15.1	21.3	24.7

(4) 소결

DSC, TGA 등을 이용하여 유성유기계와 수성무기계 내화도료의 열적 특성과 온도에 의한 반응을 조사한 결과 수성무기계 내화도료는 넓은 온도 범위에서 무게 변화와 발포가 일어나는 반면 유성유기계 내화도료는 200℃ 근방에서 60% 가량의 물질이 반응함을 알 수 있었다.

약 512℃에서 유성 유기계와 수성 무기계 내화도료의 열전도도는 각각 7.05 $x10^{-3}$ 와 3.06 x 10^{-2}-$w^{-1}K^{-1}$ 임을 알 수 있었다. LFA를 이용하여 계산된 값은 이와 약간의 차이를 보이지만 상당 부분 일치하는 값을 보임을 알 수 있었다. cone calorimeter 실험에서의 단열을 통해 이러한 차이를 줄일 수 있을 것으로 예상된다.

수성무기계 내화도료에 알루미나 입자를 첨가하여 내화성능의 향상이 가능함을 볼 수 있었다. 특히 일반적인 형태의 알루미나에 비해 다공성 알루미나를 사용할 경우 같은 첨가량에서 2배가량의 효과를 볼 수 있었다. 그리고 다공성 알루미나를 이용하면 그렇지 않은 경우에 비해 내화도료로 인한 온도 상승 억제가 60% 가량 상승할 수 있음을 보았고, 이로 인해 내화도료의 박리 시간을 25% 가량 지연시킬 수 있음을 확인하였다.

4. 실제구조물 적용설계(안)제시

가. 실제 건축물 적용성(FLS) 및 설계(안)제시

(1) 일반 사항

이전 연구에서 (주)현대제철에서 생산되는 비대칭H형강을 대상으로 내부 보 간격이 @4.5m, @6.5m, @7.5m인 경우의 슬림플로어 합성단면의 최대 스팬을 제안하였으며 금번 연구에서는 이전 연구에서의 이론적 배경을 바탕으로 비대칭H형강을 실제 건물에 적용하여 구조 해석 및 구조 설계를 실시하였다. 대상 건물은 서울시 광진구에 위치한 지상 5층 지하 3층의 기둥 모듈 8M × 8M인 주차 건물이다. 건물의 구조는 지하층 철근 콘크리트+철골철근 콘크리트구조를 지상층은 철골 구조를 적용하였다. 설계에 적용된 건물의 개요 및 사용 재료 강도는 다음과 같다.

표 3.35 건물 개요

위 치	서울특별시 광진구 광장동 22-1번지 외 174필지
용 도	주차장
규 모	지하 3층, 지상 5층
연 면 적	27,069.18m^2
구조형식	철근콘크리트구조 + 철골구조+ 철골철근콘크리트구조
기초형식	파일기초

표 3.36 사용 재료 강도

철 골	형강 및 강판	Fy = 325 MPa	SM490	KSD 3503
접합볼트	고장력 볼트	Ft = 325 MPa (F10T) Fs = 150 MPa		KSB 1010
	일반 볼트	Ft = 120 MPa (F10T) Fs = 90 MPa		KSD 1002
앵커볼트	fy = 240 MPa			-
용 접	모재 강도에 준함			KSD 7004-E43

(2) 설계하중(Design Load)

대상 건물의 설계하중은 건축구조설계기준(KBC 2005)를 기준으로 적용하였으며 고정하중은 구조물의 자중, 마감 등을 고려하여 산정하였으며 활하중, 지진하중, 풍 하중은 다음 표와 같다.

표 3.37 설계 하중

구 분	1층 주차장	지상층 주차장	지 붕
고정하중	6.20 kN/m^2	4.50 kN/m^2	7.10 kN/m^2
활하중	6.00 kN/m^2	6.00 kN/m^2	6.00 kN/m^2
지진하중	지 역 계 수	0.11	
	중요도 계수	1.00	
	반응수정계수	5.00(건물 골조, 철골중심 가새)	
	지 반 분 류	Sc	
풍하중	설계기준풍속	30 m/sec	
	중요도 계수	1.00	
	풍속할증계수	1.00	
	노 풍 도	B	
	가스트 계수	2.2	

(3) 구조 시스템

지상층은 철골구조로 지하층은 철근콘크리트+철골철근콘크리트 구조를 적용하였다. 지상 층의 수직하중 저항 시스템은 슬림플로어 합성보(Deep Deck+비대칭 H형강)를 적용하였으며 횡력 저항 시스템은 건물 골조(철골 중심 가새 골조)를 적용하였다. 지하층의 수직하중 저항 시스템은 철근 콘크리트 빔 & 거더를 적용하였으며 편토압에 의한 횡력은 전단벽을 설치하여 하중을 기초로 전달하였다. 구조해석은 Midas Genw를 사용하였으며 그 해석 모델은 그림 3.155와 같다.

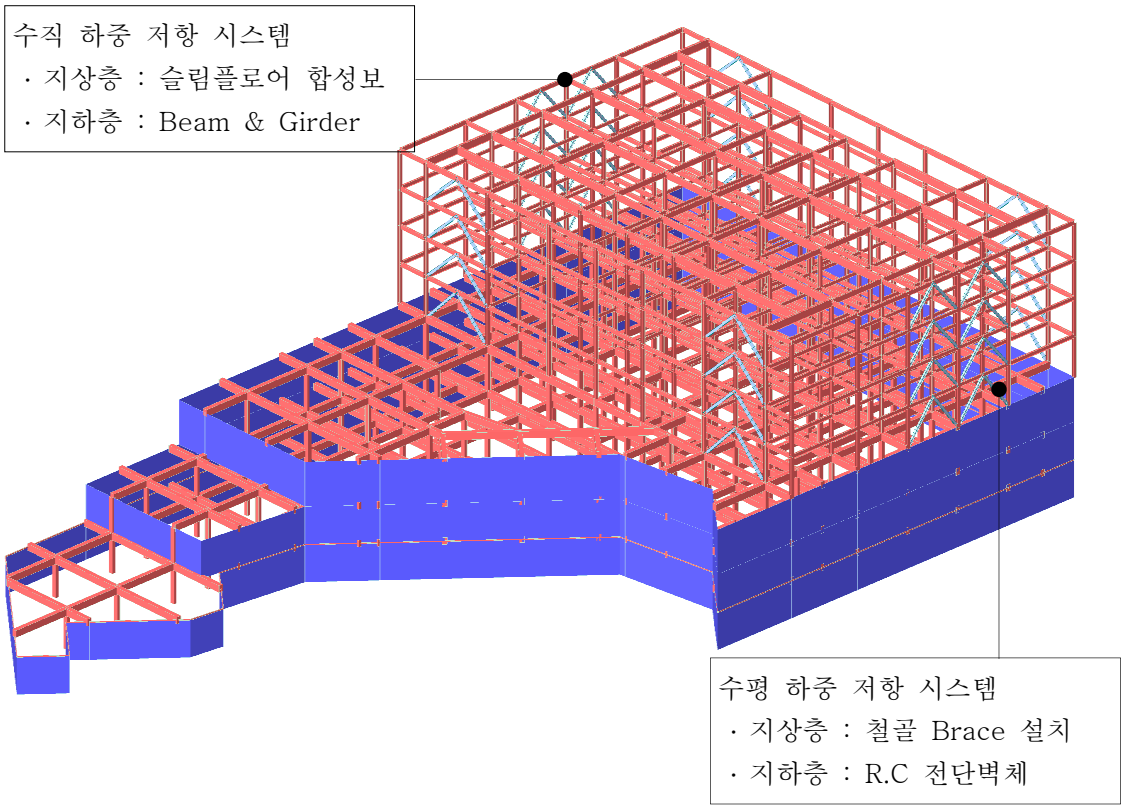
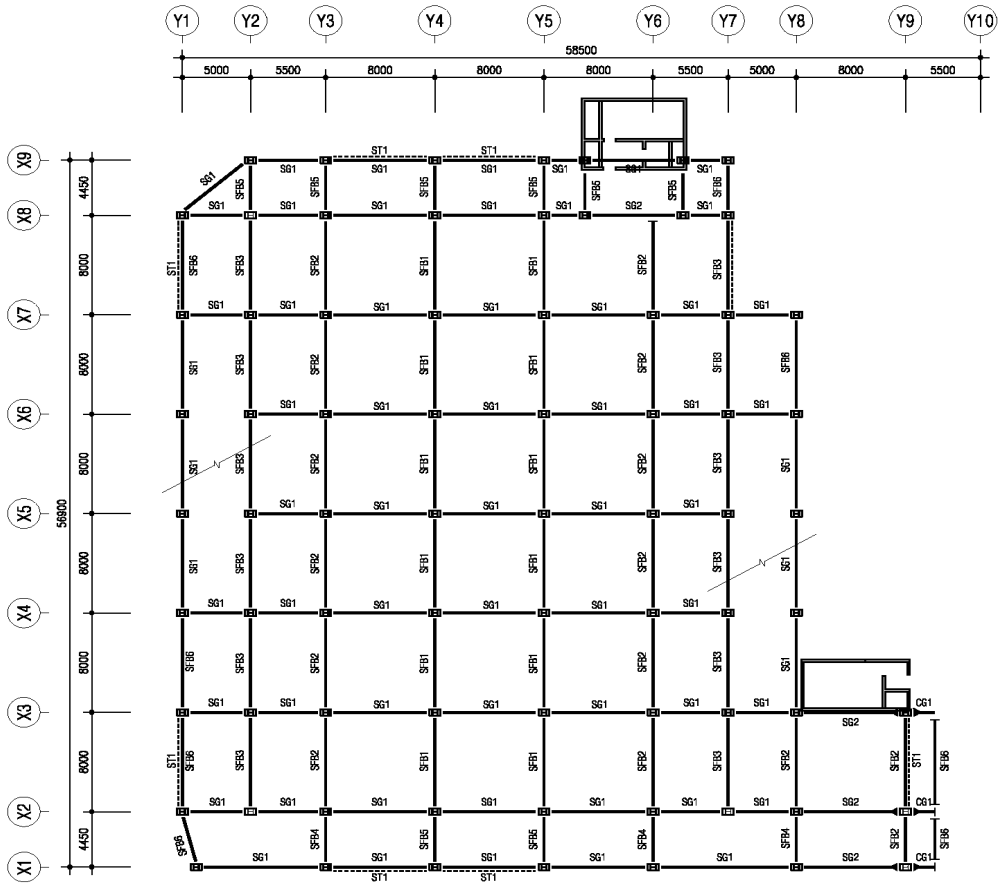


그림 3.155 구조 해석 모델

나. 비대칭H형강 합성플로어를 이용한 실 구조물 적용 구조 설계

(1) 해석 결과 및 안정성 평가



1 지상4층 구조 평면도

NAME	MEMBER	STUD BOLT
SFB1	AH - 336 X 240/350 X 18 X 30	1-D19@200
SFB2	AH - 328 X 238/348 X 16 X 26	〃
SFB3	AH - 336 X 240/350 X 18 X 30	
SFB4	AH - 328 X 238/348 X 16 X 26	
SFB5	AH - 320 X 236/346 X 14 X 22	
SFB6	AH - 312 X 234/344 X 12 X 18	
SG1	H - 300 X 150 X 6.5 X 9	
SG2	H - 600 X 200 X 11 X 17	
CG1	H - 600 X 200 X 11 X 17	
ST1	H - 250 X 250 X 9 X 14	
SC1	H - 400 X 400 X 13 X 21	

그림 3.156 구조 평면 및 부재 리스트

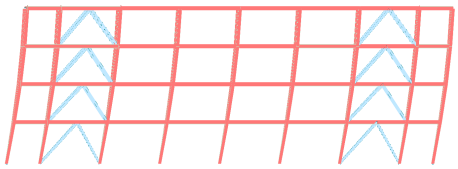
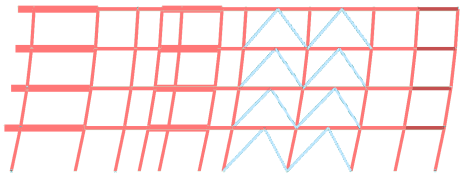
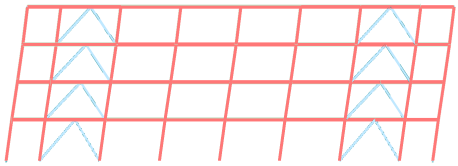
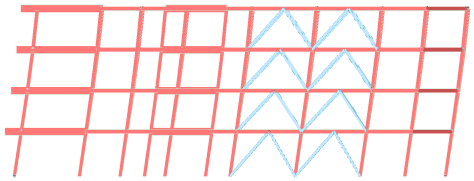
구 분	X 방향	Y 방향
풍 하중		
	H/4842 < H/500, OK	H/6400< H/500, OK
지진하중		
	0.0073 < 0.02, OK	0.0004 < 0.02, OK

그림 3.157 안정성 평가 결과

그림 3.155는 대상 건물의 구조 평면 및 부재 리스트를 나타내며 그림 3.156은 해석 결과에 따른 안정성 평가이다. 적용 대상 건물은 지상층 기둥 모듈이 8M × 8M인 철골조로 Y열 방향으로 비대칭H형강을 배치하였고 그 직각 방향으로 타이빔을 설치하였다. 보와 기둥과의 접합은 전단접합을 실시하여 시공성 및 경제성을 확보하였으며 횡력 저항을 위해 (X1, 9 * Y3~5열), (X2~3, 7~8 * Y1) 그리고 (X2~3, 7~8 * Y7, 9열)에 철골 브레이스를 배치하였다.

횡력에 대한 안정성 평가에서 풍하중에 의한 최상부층 변위비는 1/500으로 가정하였으며 지진하중에 의한 층간 변위비는 건축구조기준에 따라서 0.02로 산정하였다. 구조 해석결과, 풍하중 변위비는 최대 H/4842이며 지진하중에 의한 층간 변위비는 최대 0.0073로 횡력에 의한 안정성 평가를 만족하는 것으로 조사되었다.

(2) 주요 부재 구조 설계

적용설계기준은 한계상태 설계법(KBC 2005)를 적용하였으며 이에 따른 한계상태는 표 3.38과 같다.

표 3.38 설계 기준에 적용된 한계 상태

한계 상태	내 용
강도 한계	Mu < ∅Mn, Vu < ∅Vn
처짐 한계	δ_D = 40mm, δ_L = L/360
진동 한계	f_0 > 4.0Hz

SFB1 설계

Design Conditions

(1). Design Code and Materials

-. Design Code : KBC-LSD05

-. Steel F_y = 325 N/mm² (SM490)

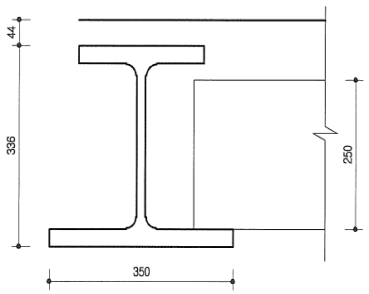
-. Concrete f_{ck} = 24 N/mm²

(2). Section

-. Beam Dim. : AH-336x240/350x18x30

-. Deck Plate : 250x600x190x100 mm

-. Shear Connector : 1Row-Φ16@200



(3). Design Conditions

-. Support : UnShored

-. Beam Type : T-Section (Both End Pin)

-. Beam Length L_l = 8.00 m

-. Beam Spaci. S_b = 8.00 m

-. Unbraced Lth. L_b = 8.00 m

-. Slab Depth D_s = 100 mm

H-Beam Section Properties Unit : cm

A_s =	231	Y_p =	14.60
I_x =	44354	Z_x =	2955
J =	636	C_{wp} =	2447064

Design Loads

-. Steel Beam W_s = 1777 N/m

-. Conc. + Deck W_d = 4020 N/m²

-. Construction Load W_c = 1500 N/m²

-. Fini. Load W_f = 1000 N/m²

-. Live Load W_l = 6000 N/m²

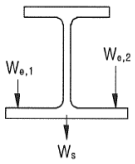
Loading Summary

(1). Case 1a - Out of Balance Load

-. Load 1 $W_{e,1}$ = DeckWt*4.00*1.2 = 939 N/m

-. Load 2 $W_{e,2}$ = $(W_d*1.2+W_c*1.6)*4.00$ = 28897 N/m

-. Total Load W_{1a} = $(W_{e,1}+W_{e,2}) + W_s*1.2$ = 31968 N/m



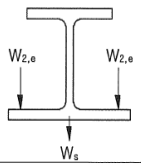
(2). Case 1b - Balanced Loading Condition

-. Total Load W_{1b} = $W_{e,2}*2 + W_s*1.2$ = 59926 N/m

(3). Case 2 - Dead+Live Load

-. Load $W_{2,e}$ = $(W_d*1.2+W_f*1.2+W_l*1.6)*4.00$ = 62497 N/m

-. Total Load W_2 = $W_{2,e}*2 + W_s*1.2$ = 127126 N/m



Check Transverse Flange Bending

-. Plate Moment $_{pl}M$ = $W_{e,2}*137.5$ = 3973 N·m/m

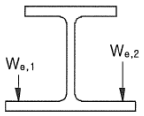
-. Moment Capacity $_{pl}M_p$ = $T_f^2*F_y/4$ = 73125 N·m/m

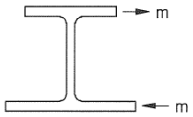
-. $_{pl}M/_{pl}M_p$ = 0.0543

∴ Neglect the influence of transverse bending of the bottom flange plate in construction stage.

Check Construction Stage

(1) Case 1a : Out of Balance Load





-. Λ_p = $1.76*\sqrt{E_s/F_y}$ = 44.31

-. Λ_r = $M_{cr}(C_b=1)=M_r$... = 248.61

-. Λ_b = L_b/r_y = 102.56 ≤ Λ_r ---> Non-Compact Section

-. ΦM_n = $0.90*C_b\left[M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{\Lambda_b-\Lambda_p}{\Lambda_r-\Lambda_p}\right)\right]$ = 771.2 kN·m

-. M_{ux} = $W_{1a}L_1^2/8$ = 255.7 kN·m

-. λ = $\sqrt{GJ/EC_w}$ = 0.00100 1/mm

-. β = by Table 8.6.3 = 0.120

-. m = $(W_{e,2}-W_{e,1})*e/h_s$ = 12.56 kN/m

-. M_{fh} = $\beta\left(\frac{m}{2}abL^2\right)$ = 12.1 kN·m

-. ΦM_{ny} = $\Phi*S_y*F_y/2$ = 118.6 kN·m

-. C_{om} = $M_{ux}/\Phi M_n + M_{fh}/\Phi M_{ny}$ = 0.433 ≤ 1.0000 ---> O.K.

(2) Case 1b : Balanced Loading Condition

-. M_{ux} = $W_{1b}L_1^2/8$ = 479.4 kN·m

-. C_{om} = $M_{ux}/\Phi M_n$ = 0.622 ≤ 1.0000 ---> O.K.

Check Composite Stage (Case 2)

(1). Effective Slab Width

-. Base Width at Length B_1 = L/4 = 2000 mm

-. Base Width at Spacing B_2 = S_b = 8000 mm

-. Effective Width B_e = Min[B_1,B_2] = 2000 mm

(2). Check Connection Ratio

-. F_{sb} = $f_{sb}(B+T_t+d-0.5T_w)L/2$ = 644.4 kN

-. R_{sc} = ΣQ_n = 1550.2 kN

-. R_c = $0.85*f_{ck}B_eD_s$ = 4080.0 kN

-. R_s = A_sF_y = 7501.0 kN

-. R_q = F_{sb} + R_{sc} = 2194.6 kN < R_c ---> R_q/R_c = 0.538

∴ Effective Slab Thk. D_s = $D_s*0.538$ = 53.8 mm

(3). Plastic Moment Resistnce of Composite Section

-. R_b = $T_b*B_1*F_y$ = 3412.5 kN

-. R_t = T_t*B*F_y = 2340.0 kN

-. R_w = T_w*D*F_y = 1614.6 kN

-. R_c = $0.85*f_{ck}*D_s*B_e$ = 2194.6 kN

▶ PNA Steel Web and below the Solid Concrete Slab

-. y_c = $\frac{(R_b+R_w-R_t-R_c)d}{2R_w}+D_c+T_t$ == 116.1 mm

-. ΦM_n = $\Phi\left[R_b(D+D_c-0.5T_b-y_c)+\frac{R_w}{2d}(y_c-D_c-T_t)^2+\frac{R_w}{2d}(d-y_c...\right]$ = 1142.4 kN·m

-. M_{ux} = $W_2L_1^2/8$ = 1017.0 kN·m

-. C_{om} = $M_{ux}/\Phi M_n$ = 0.890 ≤ 1.0000 ---> O.K.

Check Shear Strength

-. ΦV_n = $\Phi_{vs} 0.6 F_y A_{sw}$ = 1179.4 kN

-. V_{uy} = $W_2 L_1/2$ = 508.5 kN < ΦV_n ---> O.K.

Check Deflection

-. δ_d = $5(W_d * S_b + W_s) L_1^4/(384 E_s I_s)$ = 19.81 < 40.0 mm ---> O.K.

-. δ_l = $5(W_f + W_l) S_b L_1^4/(384 E_s I_{eff})$ = 20.52 < L/360 = 22.22 mm ---> O.K.

Check Vibration

-. W_n = Dead + 10% Live = 46738 N/m

α = 9.869, I_e = 70658 cm^4, m = W_n/g

-. f_o = $\frac{1}{2\pi} \frac{\alpha}{L_1^2} \sqrt{\frac{E_s I_{eff}}{m}}$ = 4.3 Hz > 4.0 Hz ---> O.K.

SFB2 설계

Design Conditions

(1). Design Code and Materials

-. Design Code : KBC-LSD05

-. Steel F_y = 325 N/mm² (SM490)

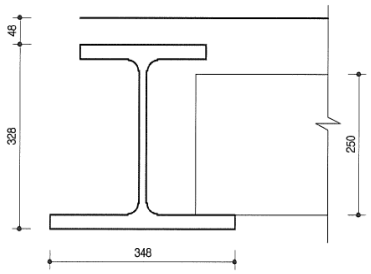
-. Concrete f_{ck} = 24 N/mm²

(2). Section

-. Beam Dim. : AH-328x238/348x16x26

-. Deck Plate : 250x600x190x100 mm

-. Shear Connector : 1Row-Φ16@200



(3). Design Conditions

-. Support : UnShored

-. Beam Type : T-Section (Both End Pin)

-. Beam Length L_1 = 8.00 m

-. Beam Spaci. S_b = 6.25 m

-. Unbraced Lth. L_b = 8.00 m

-. Slab Depth D_s = 100 mm

H-Beam Section Properties Unit : cm

A_s =	201	Y_p =	14.20
I_x =	37437	Z_x =	2533
J =	424	C_{wp} =	2018371

Design Loads

-. Steel Beam W_s = 1545 N/m

-. Conc. + Deck W_d = 4020 N/m²

-. Construction Load W_c = 1500 N/m²

-. Fini. Load W_f = 1000 N/m²

-. Live Load W_l = 6000 N/m²

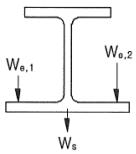
Loading Summary

(1). Case 1a - Out of Balance Load

-. Load 1 $W_{e,1}$ = DeckWt*3.13*1.2 = 734 N/m

-. Load 2 $W_{e,2}$ = (W_d*1.2+W_c*1.6)*3.13 = 22576 N/m

-. Total Load W_{1a} = ($W_{e,1}$+$W_{e,2}$) + W_s*1.2 = 25163 N/m



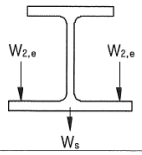
(2). Case 1b - Balanced Loading Condition

-. Total Load W_{1b} = $W_{e,2}$*2 + W_s*1.2 = 47005 N/m

(3). Case 2 - Dead+Live Load

-. Load $W_{2,e}$ = (W_d*1.2+W_f*1.2+W_l*1.6)*3.13 = 48826 N/m

-. Total Load W_2 = $W_{2,e}$*2 + W_s*1.2 = 99505 N/m



Check Transverse Flange Bending

-. Plate Moment $_{pl}M$ = $W_{e,2}$*136.5 = 3082 N·m/m

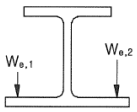
-. Moment Capacity $_{pl}M_p$ = T_f^2*F_y/4 = 54925 N·m/m

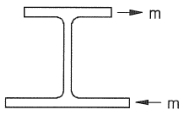
-. $_{pl}M/_{pl}M_p$ = 0.0561

∴ Neglect the influence of transverse bending of the bottom flange plate in construction stage.

Check Construction Stage

(1) Case 1a : Out of Balance Load





-. Λ_p = $1.76*\sqrt{E_s/F_y}$ = 44.31

-. Λ_r = $M_{cr}(C_b=1)=M_r$... = 213.53

-. Λ_b = L_b/r_y = 102.56 ≤ Λ_r ---> Non-Compact Section

-. ΦM_n = $0.90*C_b\left[M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{\Lambda_b-\Lambda_p}{\Lambda_r-\Lambda_p}\right)\right]$ = 645.5 kN·m

-. M_{ux} = $W_{1a}L_1^2/8$ = 201.3 kN·m

-. λ = $\sqrt{GJ/EC_w}$ = 0.00090 1/mm

-. β = by Table 8.6.3 = 0.152

-. m = $(W_{e,2}-W_{e,1})*e/h_s$ = 9.87 kN/m

-. M_{fh} = $\beta\left(\frac{m}{2}abL^2\right)$ = 12.0 kN·m

-. ΦM_{ny} = $\Phi*S_y*F_y/2$ = 101.5 kN·m

-. C_{om} = $M_{ux}/\Phi M_n + M_{fh}/\Phi M_{ny}$ = 0.430 ≤ 1.0000 ---> O.K.

(2) Case 1b : Balanced Loading Condition

-. M_{ux} = $W_{1b}L_1^2/8$ = 376.0 kN·m

-. C_{om} = $M_{ux}/\Phi M_n$ = 0.583 ≤ 1.0000 ---> O.K.

Check Composite Stage (Case 2)

(1). Effective Slab Width

-. Base Width at Length B_1 = L/4 = 2000 mm

-. Base Width at Spacing B_2 = S_b = 6250 mm

-. Effective Width B_e = Min[B_1,B_2] = 2000 mm

(2). Check Connection Ratio

-. F_{sb} = $f_{sb}(B+T_t+d-0.5T_w)L/2$ = 638.4 kN

-. R_{sc} = ΣQ_n = 1550.2 kN

-. R_c = $0.85*f_{ck}B_eD_s$ = 4080.0 kN

-. R_s = A_sF_y = 6522.8 kN

-. R_q = F_{sb} + R_{sc} = 2188.6 kN < R_c ---> R_q/R_c = 0.536

∴ Effective Slab Thk. D_s = $D_s*0.536$ = 53.6 mm

(3). Plastic Moment Resistnce of Composite Section

-. R_b = $T_b*B_1*F_y$ = 2940.6 kN

-. R_t = T_t*B*F_y = 2011.1 kN

-. R_w = T_w*D*F_y = 1435.2 kN

-. R_c = $0.85*f_{ck}*D_s*B_e$ = 2188.6 kN

▶ PNA Steel Web and below the Solid Concrete Slab

-. y_c = $\frac{(R_b+R_w-R_t-R_c)d}{2R_w}+D_c+T_t$ == 90.9 mm

-. ΦM_n = $\Phi\left[R_b(D+D_c-0.5T_b-y_c)+\frac{R_w}{2d}(y_c-D_c-T_t)^2+\frac{R_w}{2d}(d-y_c...\right]$ = 999.4 kN·m

-. M_{ux} = $W_2L_1^2/8$ = 796.0 kN·m

-. $C_{om} = M_{ux}/\Phi M_n$ = 0.796 ≤ 1.0000 ---> O.K.

Check Shear Strength

-. $\Phi V_n = \Phi_{vs} 0.6 F_y A_{sw}$ = 1023.4 kN

-. $V_{uy} = W_2 L_1/2$ = 398.0 kN < ΦV_n ---> O.K.

Check Deflection

-. $\delta_d = 5(W_d * S_b + W_s) L_1^4/(384 E_s I_s)$ = 18.44 < 40.0 mm ---> O.K.

-. $\delta_l = 5(W_f + W_l) S_b L_1^4/(384 E_s I_{eff})$ = 18.17 < L/360 = 22.22 mm ---> O.K.

Check Vibration

-. W_n = Dead + 10% Live = 36671 N/m

α = 9.869, I_e = 62349 cm^4, m = W_n/g

-. $f_o = \frac{1}{2\pi} \frac{\alpha}{L_1^2} \sqrt{\frac{E_s I_{eff}}{m}}$ = 4.5 Hz > 4.0 Hz ---> O.K.

(3) 접합부 설계

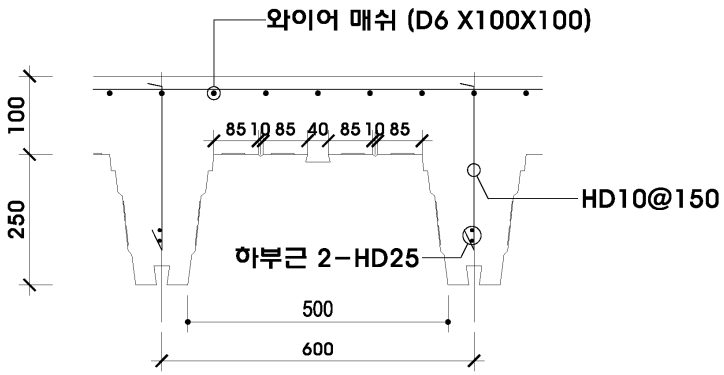


그림 3.158 Deep Deck 설계

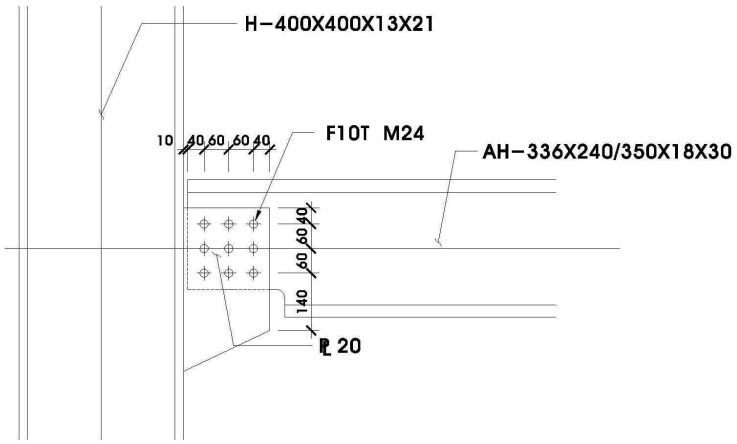


그림 3.159 SFB1 접합부 설계

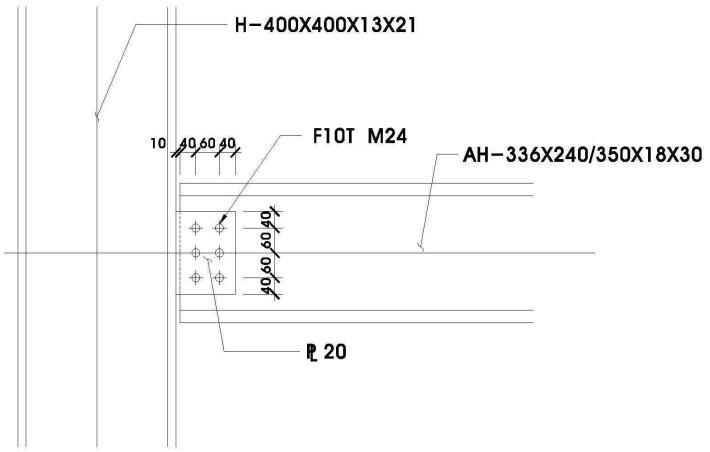


그림 3.160 SFB3 접합부 설계

제 3 절 비대칭H형강 최적내화설계 기법 및 실구조물 적용 설계(안) 제시

1. 성능기반 최적 내화설계 기법 도출

가. 비대칭H형강 합성보의 화재거동 실험연구

(1) 실험목적

화재 조건에서 구조물 단면의 온도 상승은 화재에 대한 노출 단면적 대비 전달된 열량을 흡수할 수 있는 체적의 비율을 기반으로 분석이 가능하며, 이러한 노출 형상비가 크면 단면의 온도 상승이 유발되게 된다. 이러한 형상비를 고려한 비대칭 H형강을 활용한 슬림플로어 보의 경우, 상대적으로 열전달 속도가 낮은 콘크리트에 강재가 매립된 형상으로 설계되어 화재 조건에서 강재의 강성 저하를 최소화할 수 있는 형상으로 설계되었다. 다만 비대칭 H형강의 하부플랜지는 화재에 직접적으로 노출되므로, 이 부분에 대한 내화피복을 적용하여 슬림플로어 보의 내화성능을 최대한 확보할 수 있는 방안을 모색하고자 하였다. 무피복 조건에서 내화성능을 최대한 확보할 수 있도록 하부플랜지의 강성 저하를 보완하여 단면 소성 모멘트를 확보하기 위해 철근을 보강한 단면설계를 실험하여 그 효과를 분석하고자 하였다.

(2) 시험체 선정 및 실험 변수

본 실험은 비대칭 H형강의 하부 철근 보강을 통한 형상설계 조건의 내화성능 향상 정도 여부와 90분 내화설계 수행을 통한 비대칭 H형강의 최대 내화성능을 도출하기 위한 목적으로 수행하였다. 재하 하중비는 단면소성모멘트의 30%와 40%의 조건으로 설정하였고 표준화재조건인 ISO Fire의 가열 조건으로 표 3.39와 같은 실험변수로 진행하였다.

표 3.39 실험체 형상조건 및 재하조건

실험체명	하중비(%)	화재조건 (3시간)	시험체 크기(㎜)	내화피복
Model-Ⅰ	40	ISO FIRE	320×236×346×14×22 L=45,000	무 피복
Model-Ⅱ				90분 도료피복
Model-Ⅲ				90분 뿜칠피복
Model-Ⅳ	15		336×240×350×18×30 L=45,000	무 피복
Model-Ⅴ	30			철근보강

(3) 실험체 열전대 설치

열전대는 실험체 L/2와 L/4 지점에 20개씩 총 40개의 열전대를 길이방향으로 그

림 3.161과 같이 설치하며, 단면 중앙부에 총 20개를 <그림 2>와 같이 설치한다. 상부 플랜지의 열전대를 Group 1, 웨브의 열전대를 Group 2, 하부플랜지에 설치된 열전대를 Group 3, 콘크리트에 설치된 열전대를 Group 4라 하며 KS 규준에 명시된 열전대의 설치조건을 준수하였다.

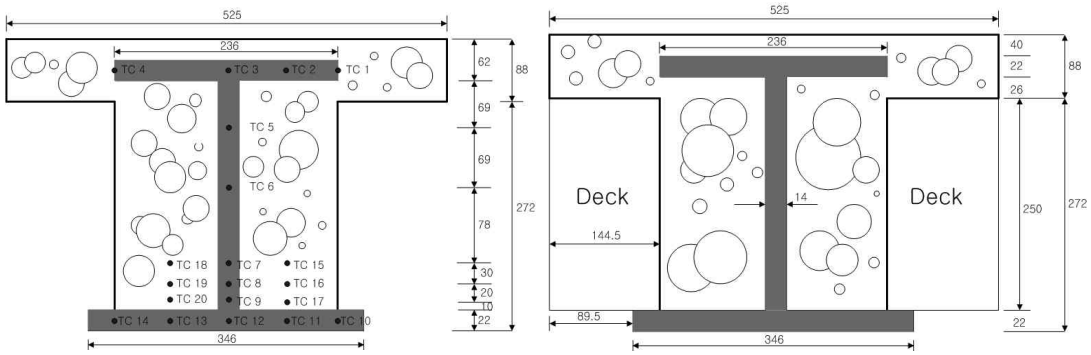
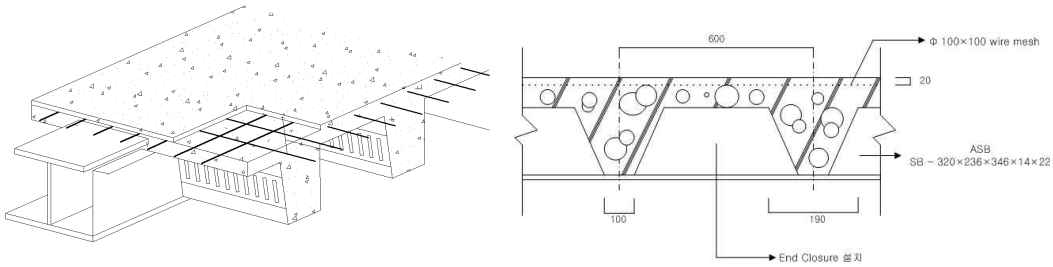


그림 3.161 열전대 위치 및 단면 상세

(4) 실험체 내화피복 및 제작조건

실험체에 사용된 내화뿜칠재는 K사의 90분 내화성능의 피복재를 사용하여 20mm를 도포하였으며, 내화도료는 H사의 90분 내화성능 제품을 18mm 두께로 피복하여 실험체를 제작하였다. 실험체 좌·우 측면에 설치되는 DECK는 600mm 너비로 연결부위를 피스나 용접으로 고정하며, 양단부는 End Closure를 설치하여 타설한 콘크리트가 새어 나가지 않도록 실험체를 그림 3.162와 같이 제작하였다.



(a) 실험체 형상조건 (b) 데크플레이트 설치형상

그림 3.162 실험체 제작형상

(5) 실험결과

본 실험은 3시간 내화성능 확보를 위한 비대칭 H형강의 최적형상조건 및 내화피복설계의 최소화를 목표로 설정하였다. 이에 대상 실험체를 ISO 표준화재조건으로 재하 가열하여 KS F 2257-1의 내화성능 평가기준에의 부합여부를 판단하였다.

표 3.40 소성모멘트와 재하하중

종류	소성모멘트 ($kN{\cdot}m$)	재하하중(tf)
Model Ⅰ (4.5m)	718.6 $kN{\cdot}m$	36.66 tf
Model Ⅱ (4.5m)	718.6 $kN{\cdot}m$	36.66 tf
Model Ⅲ (4.5m)	718.6 $kN{\cdot}m$	36.66 tf
Model Ⅳ (4.5m)	1,549.41 $kN{\cdot}m$	25.00 tf
Model Ⅴ (4.5m)	1,549.41 $kN{\cdot}m$	38.84 tf



(a) B-1-P 실험 전 시험체 형상 (b) B-1-P 실험 후 시험체 형상

그림 3.163 B-1-P 실험 전·후 시험체 형상



(a) B-1-S 실험 전 시험체 형상 (b) B-1-S 실험 후 시험체 형상

그림 3.164 B-1-S 실험 전·후 시험체 형상

(6) 재하 하중비 변화에 따른 내화 성능 분석

재하 하중비의 변화에 따른 비대칭 H형강 합성보의 내화성능 변화를 분석하기 위하여 하중비를 변화하여 재하 가열 실험을 수행하였다. 하중비를 0.4 부여한

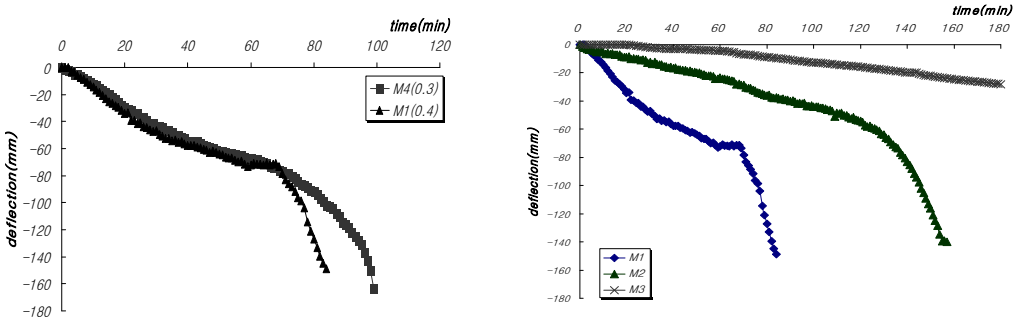
Model-Ⅰ의 경우, 시험시작 후 82분 후 139.7 mm에 도달하였으며, 하중비를 낮춘 Model-Ⅳ(하중비 0.15)의 경우 96분으로 약 14분 정도의 내화성능이 향상되는 것으로 그림 3.1654와 같이 나타났다.



그림 3.165 하중 재하 형상

(7) 내화설계에 따른 내화성능분석

기본 형상 조건으로 무피복 실험체인 Model-Ⅰ의 경우, 실험시작 후 67분까지는 점차적으로 변형이 증대되었으며, 68분부터 비대칭 H형강 합성 보의 강성저하로 인해 급격하게 처짐 변형이 증대되었다. 반면에 90분 내화도료 피복설계를 한 Model-Ⅱ의 경우, 157분에 한계 처짐인 140 mm에 도달하였다. 내화도료의 경우 관측창으로 관찰한 결과 화재로 인해 1/2 지점을 중심으로 단부쪽으로 내화도료의 탈락이 발생하였으며, 이로 인해 비대칭 H형강 하부 플랜지를 화재에 직접적으로 노출시키는 결과를 낳아 강재의 강성 저하가 급속히 발생하였으며 이로 인한 처짐이 유발된 것으로 판단된다. 90분 내화 뿜칠재를 도포한 Model-Ⅲ의 경우 그림 3.166의 b에서 보이는 것과 같이 처짐이 3시간까지 완만하게 증가하였다. 180분 기준 최대 28.1 mm의 처짐이 발생하였으며 하부 플랜지의 화재에 의한 강성 저하를 효율적으로 보완하여, 3시간 내화성능을 확보한 것으로 나타났다.



(a) 재하 하중비에 따른 처짐분석 (b) 내화피복에 따른 처짐분석

그림 3.166 실험변수에 따른 처짐 실험 결과

(8) 하부철근보강 실험결과

하부플랜지의 강성 저하에 의한 단면 소성 모멘트의 저하를 보완하기 위하여 하부에 2-D25 철근을 보강하여 보강 효과를 비교하였다. 그 결과 Model-Ⅳ의 경우 96분에 137 mm로 한계 처짐에 도달하였으나, 동일 시간에 Model-Ⅴ의 경우 86.5 mm로 철근보강으로 인해 50.5 mm의 처짐이 제어되는 것으로 그림 3.167와 같이 나타났다. 하부에 철근을 보강하는 것은 하부플랜지의 노출로 인한 강재의 강성저하를 콘크리트 내부에 매립되어 있는 철근이 인장력에 저항하면서 처짐의 속도를 늦추는 결과를 낳은 것으로 판단된다.

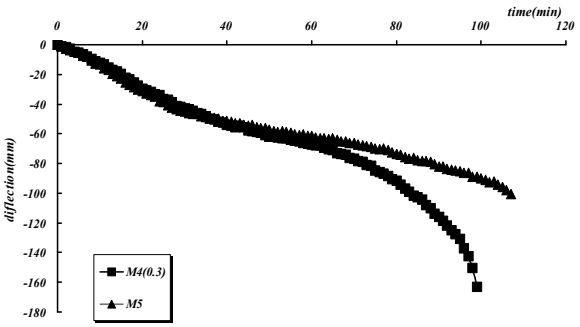
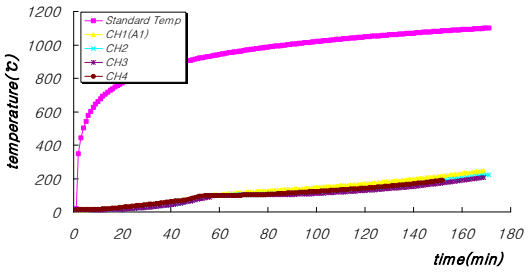


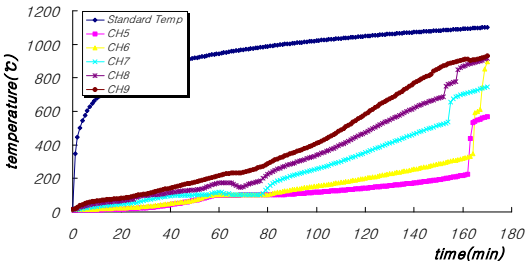
그림 3.167 단면하부 철근보강에 따른 처짐분석

(9) 온도에 따른 내화성능 분석

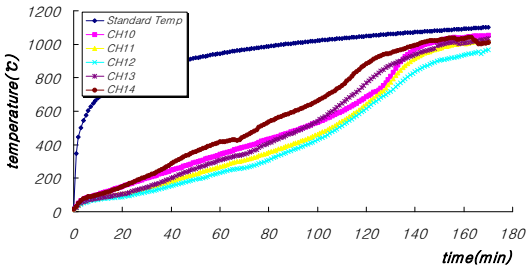
기본 시험체에 1시간 내화성능의 내화도료를 도포한 B-1-P 시험체의 온도 분포 곡선은 그림 3.168과 같다. 상부 플랜지의 경우 시험시간 170분 경과 후 강재의 내력이 감소 되는 온도인 400℃ 이내로 온도 상승이 거의 없었다. 이는 콘크리트에 매립되어 있는 상부 플랜지가 3면 노출 가열 상태에서 온도의 영향을 거의 받지 않았음을 나타낸다. 웨브의 경우 상부에 위치한 TC 5, 6번의 경우 상부 플랜지와 비슷한 온도 분포를 보였으며 400℃이내의 온도 분포를 보였다. 하부 플랜지에서 10 mm 위쪽에 위치한 TC 9의 경우 98분 경과 후 400℃를 넘어 강재의 내력이 감소되기 시작하였다. 웨브에 설치된 센서의 경우 상부 쪽에 위치할 수록 온도의 상승이 적었으나 웨브 중앙 아래쪽의 경우 128분 경과 후 모두 400℃를 넘어 강재의 강성 저하가 발생하였다. 하부플랜지의 경우 TC14는 56분 경과 후 400℃에 도달하였으며 정중앙에 위치한 TC12의 경우 95분 경과 후 400℃에 도달하였다. 이는 가열로의 버너 위치가 양쪽 측면에 위치하여 중앙부까지 온도 전달이 39분의 시간이 소요된 것으로 판단된다. 156분 경과 후 하부 플랜지의 강성은 2% 정도의 강성만 남는 것으로 판단된다.



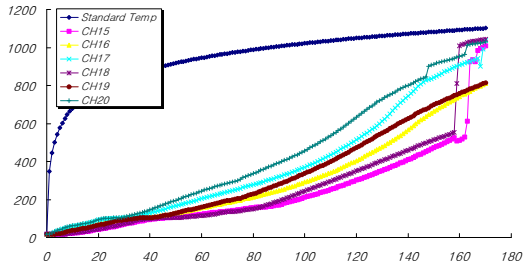
(a) Top flange 온도분포 곡선



(b) Web 온도분포 곡선

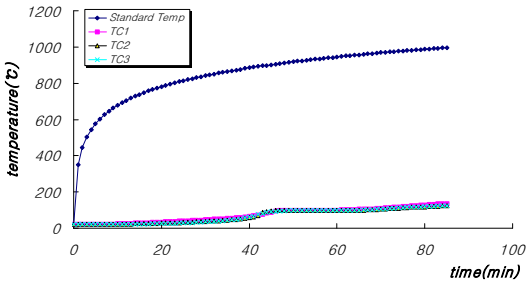


(c) Bottom flange 온도 분포 곡선

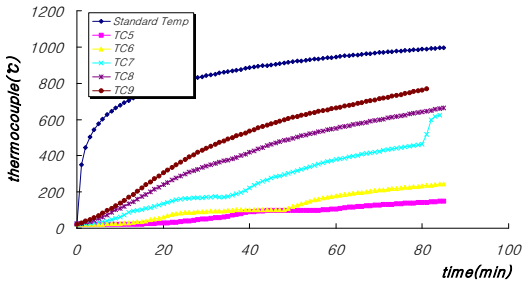


(d) Con′c 온도분포 곡선

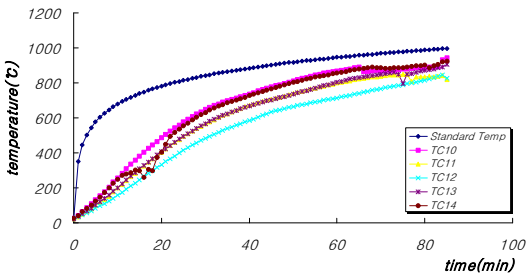
그림 3.168 B-1-P 온도 분포 곡선



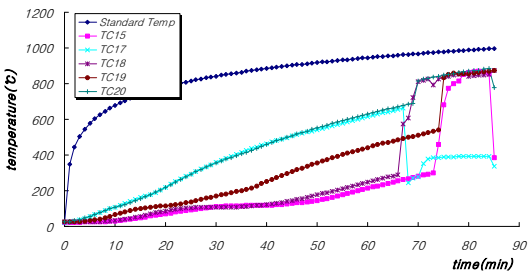
(a) Top flange 온도분포 곡선



(b) Web 온도분포 곡선



(c) Bottom flange 온도 분포 곡선

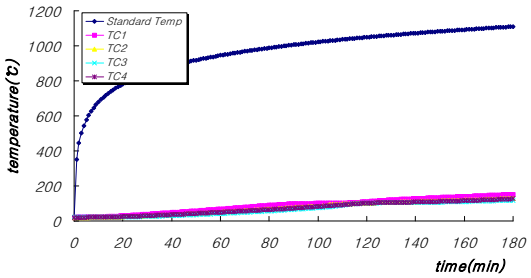


(d) Con′c 온도분포 곡선

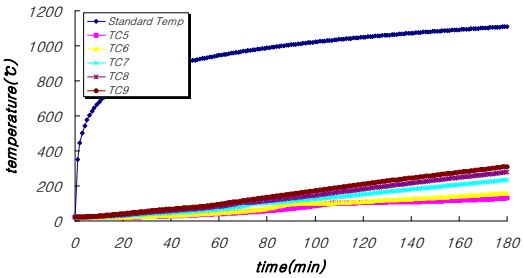
그림 3.169 B-0-N 온도 분포 곡선

무피복 기본 시험체인 B-0-N 시험체의 온도 분포 곡선은 그림 3.169와 같다. 상부 플랜지의 경우 B-1-P 시험체와 같이 시험시간 85분 경과까지 모두 200℃이내

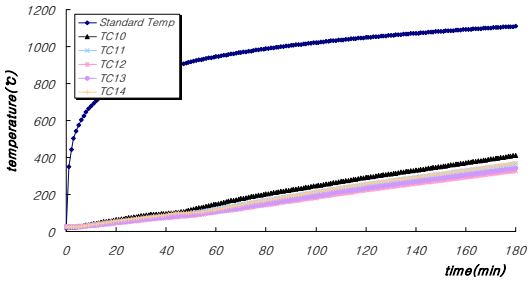
의 온도 분포로 강성 저하가 없었다. 웨브는 하부플랜지와 가장 가까운 위치의 TC9는 26분 경과 후 400℃에 도달하였으며 웨브의 중앙 위쪽에 위치한 TC5, 6의 경우 200℃이내의 온도 분포를 보였다. B-1-P 시험체의 경우 98분 경과 후 400℃에 도달하였으나 무피복 시험체인 B-0-N 시험체의 경우 26분 경과 후 400℃에 도달하여 내화도료를 도포하였을 경우 72분의 내화 성능이 확보 되었다. 하부 플랜지의 경우 15분 경과 후 400℃에 도달하였으며 정중앙에 위치한 TC 12의 경우도 64분 경과후 400℃에 도달하여 강성 감소가 시작 되었다. 웨브와 다르게 하부 플랜지의 경우 내화 도료 도포시 31분의 내화 성능만 확보 되는 것은 실험 도중 중앙부의 내화도료가 탈락으로 인한 현상으로 인하여 내화도료 도포의 성능 저하로 인한 온도 상승이 원인으로 판단된다. B-1-P 시험체의 온도 분포를 보면 68분에서 70분 사이에 갑작스런 온도 변화가 나타나기 시작하는데 이는 하부 플랜지에 도포한 내화도료의 탈락으로 인하 하부 플랜지의 온도가 상승한 것으로 보인다. 이러한 영향으로 인하여 웨브의 온도 상승이 나타난 것으로 보이며 구조물 자체의 강성저하가 나타나는 것으로 판단된다. 기본시험체에 1시간 내화뿜칠재를 도포한 B-1-S 시험체의 온도 분포는 그림 3.170과 같다. 웨브의 끝부분에 설치된 TC 10의 경우 177분 경과 후 400℃에 도달하였으며 TC 10 이외의 모든 열전대에서 400℃이하의 온도 분포를 보였다. 실험 후 시험체 상태에서 내화뿜칠재의 탈락 현상이 없었으며 노출부위인 하부 플랜지에 도포한 뿜칠재로 인하여 열전달이 현저히 줄어 들었음을 볼 수 있었다. B-0-N 시험체나 B-1-S 시험체와 달리 시험체 모든 영역에서 400℃ 이내의 온도 분포를 보임에 따라 시험체의 처짐도 한계 처짐인 140 mm에 미치지 못하는 30 mm 이내의 처짐을 보였다. 3시간 내화 성능을 만족시켰으며 사양적 설계의 기준을 따랐다면 3시간의 내화 성능을 만족시키는 내화뿜칠재를 도포하여야 했으나 성능적 설계로 구조물을 설계한다면 90분 가량의 내화뿜칠 공사비를 줄일 것으로 판단된다.



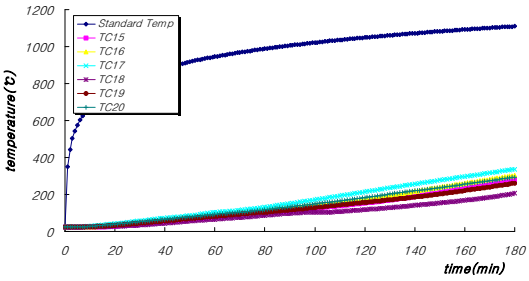
(a) Top flange 온도분포 곡선



(b) Web 온도분포 곡선



(c) Bottom flange 온도 분포 곡선



(d) Con′c 온도분포 곡선

그림 3.170 B-1-S 온도 분포 곡선

(10) 소결

비대칭 H형강 합성 보의 하중비·내화설계·철근보강의 방법으로 화재실험을 수행하여 재하 하중비 0.4와 0.3의 실험체를 비교한 결과, 0.1의 하중비를 낮출 경우 70분 이내에는 유사한 강성 저하가 발생하나, 70분 이후에는 단면 소성 모멘트의 저하비율의 차이로 인해 내화성능이 변화하는 것으로 나타났다. 무 피복조건에서는 KS F 2257-6의 기준으로 82분의 내화성능으로 나타나고, 하부플렌지 부분에의 부분적인 90분 내화설계 수행시 도료의 경우 157분, 뿜칠의 경우 180분의 내화성능을 확보하는 것으로 나타났다. 비대칭 H형강 단면하부에 철근을 보강한 경우, 60분까지는 철근보강의 유무와 상관없이 유사한 처짐을 나타내지만, 점차적인 하부 플랜지의 강성 저하가 발생하는 시점 이후에는 철근의 하부 단면 소성 모멘트의 보강효과로 부재의 처짐 현상을 제어하는 것으로 분석된다.

나. 비대칭H형강 합성보의 내화거동 FE 수치해석

(1) 열전달해석에 의한 잔존내력 예측

화재시 시험체의 잔존내력을 구하기 위해 2차시험시 각 시험체의 내화성능시간에 대하여 온도해석을 수행하였다. 열전달 해석은 유한요소 해석프로그램 ANSYS 10.0을 사용하였다.

시험체의 길이는 4.5m이며 표준화재 3면 노출 조건으로 진행되었다. Model Ⅰ과 Model Ⅱ는 같은 단면의 시험체에 하중비 0.4와 0.5의 조건인 시험체이고, Model Ⅲ와 Model Ⅳ는 표준 시험체 웨브 두께의 절반인 7 ㎜와 두 배인 28 ㎜의 두께인 시험체이다. 표 3.41에 시험체의 상세를 나타내었다.

표 3.41 화재실험 시험체의 종류

종류	치수($H\times B_t\times B_b\times t_w\times t_f$)	비고	내화성능
Model Ⅰ (4.5m)	320×236×346×14×22	R.L. 0.4	86분
Model Ⅱ (4.5m)	320×236×346×14×22	R.L. 0.5	48분
Model Ⅲ (4.5m)	320×236×346× 7×22	R.L. 0.5 (웹두께 7 ㎜)	36분
Model Ⅳ (4.5m)	320×236×346×28×22	R.L. 0.4 (웹두께 28 ㎜)	39분

(2) 온도해석 모델

화재실험조건은 합성보 단면의 길이방향에 걸쳐 동일하게 작용한다고 가정하고, 2차원 해석을 수행하였다. 온도해석에는 전도, 대류, 복사의 세 가지 경계조건을 주었으며, 사용된 열방정식은 매트릭스 형태로 다음과 같이 표현된다.

$$[C]\{\dot{T}\}+[K^{m,d,c}]\{T\}=\{Q^{f,c,g}\}$$

$[C]$: 비열 매트릭스

$[K^{m,d,c}]$: 복사, 전도 매트릭스

$[Q^{f,c,g}]$: 대류 매트릭스

$\{\dot{T}\}$: 시간의 미분항

$\{T\}$: 시간

온도해석에는 PLANE55, SURF151 요소를 사용하였다. PLANE55요소는 각 절점당 1개의 자유도와 온도를 가지는 4절점 2D요소이고, SURF151요소는 다양한 하중과 표면 effect 적용에 사용되며, 주위공기에서 ASB 단면으로 온도 복사효과를 고려하기 위하여 PLANE55요소의 표면에 입혀졌다.

ASB 단면은 PLANE55요소로 격자형으로 mesh 되었으며, 대류조건과 복사조건이 가열면에 적용되었다. 주위온도는 Extra node를 두어 시간-온도 표준화재곡선 조건을 입력하였다.

(3) Material properties

해석시 강재 및 콘크리트의 온도에 따른 열특성은 BS 5950-8:2003 에서 제시하는 값을 사용하였다.

(가) 강재의 열전도율 및 비열

BS 5950-8:2003 에서는 강재의 열전도율 및 비열에 대해서 아래와 같이 온도에 따른 함수로 제시하고 있다.

$$\lambda_s = 54 - 3.33 \times 10^{-2} \theta_a \qquad (20\,℃ \le \theta_a \le 800\,℃)$$

$$\lambda_s = 27.3 \qquad (800\,℃ \le \theta_a \le 1200\,℃)$$

$$c_s = 425 + 7.73 \times 10^{-1} \theta_a - 1.69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2.22 \times 10^{-6} \theta_a^3 \qquad (20\,℃ \le \theta_a \le 600\,℃)$$

$$c_s = 721 + \left(\frac{5371}{738 - \theta_a}\right) \qquad (600\,℃ \le \theta_a \le 735\,℃)$$

$$c_s = 605 + \left(\frac{7624}{\theta_a - 731}\right) \qquad (735\,℃ \le \theta_a \le 900\,℃)$$

$$c_s = 650 \qquad (900\,℃ \le \theta_a \le 1200\,℃)$$

여기서, λ_s : 강재 열전도율(W/mK)

c_s : 강재 비열(J/kgK)

θ_a : 강재 온도(℃)

(나) 콘크리트의 열전도율 및 비열

BS 5950-8:2003 에서 콘크리트의 열전도율 및 비열은 다음과 같다.

$$\lambda_c = 2 - 0.24(T_c/120) + 0.012(T_c/120)^2 \quad (20\,℃ \le T_c \le 1200\,℃)$$

$$c_c = 900 + 80(T_c/120) - 4(T_c/120)^2 \quad (20\,℃ \le T_c \le 1200\,℃)$$

여기서, λ_c : 콘크리트 열전도율(W/mK)

c_c : 콘크리트 비열(J/kgK)

T_c : 콘크리트 온도(℃)

(다) 시간-온도 표준화재곡선

온도해석에 사용된 화재곡선은 실험조건과 동일한 KS F 2257-1(건축구조부재의 내화시험방법)에서 제시하는 표준화재곡선이다. 온도해석 모델의 가열면 주위 온도에 적용하였다.

$$T = 345\log_{10}(8t + 1) + T_0$$

여기서, t : 시간(분)

T_0 : 초기온도

(라) 온도해석 결과

표 3.2 에 Model Ⅰ, Model Ⅱ의 온도해석 결과를 실험값과 비교하여 나타내었다. 온도 측정위치는 그림 3.171 에 나타내었다.

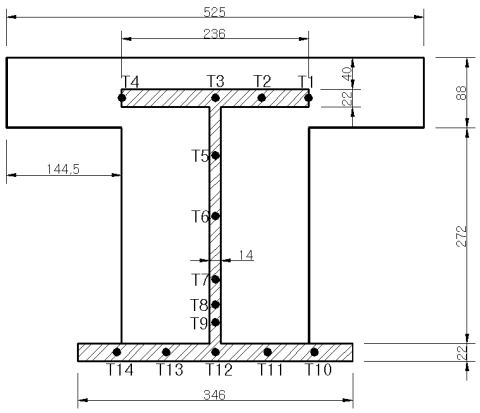


그림 3.171 강재 온도측정위치

온도해석 결과, 대부분 실험결과와 부합하는 것을 확인할 수 있었으나, 웨브에서 온도차가 다른 측정점에 비하여 큰 것은 실험시 중앙부에서 콘크리트 균열과 같은 불확실한 조건에 의한 것으로 판단된다.

표 3.42 온도해석 결과

		Model Ⅰ(86분)		Model Ⅱ(48분)	
		Test	Analysis	Test	Analysis
상부플랜지	No.1	195	192	83	93
	No.2	169	161	71	71
	No.3	124	148	80	61
웨브	No.5	190	181	92	72
	No.6	226	277	102	119
	No.7	373	501	277	268
	No.8	564	633	402	387
	No.9	703	733	566	492
하부플랜지	No.10	936	940	770	766
	No.11	877	873	632	657
	No.12	817	782	-	546

실험체 Model Ⅰ 및 Model Ⅱ의 온도해석 Contour는 아래 그림과 같다.

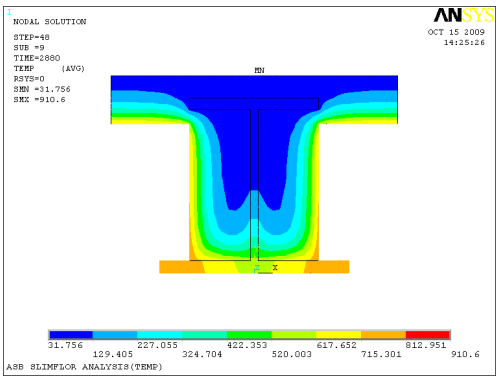


그림 3.172 온도해석결과(Model Ⅰ)

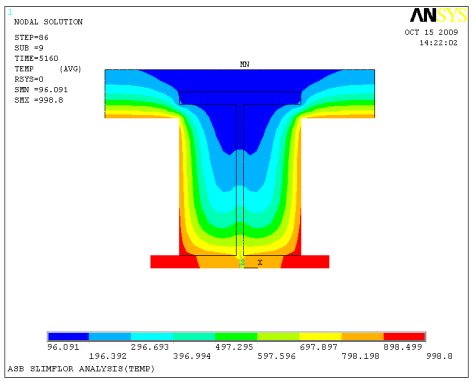


그림 3.173 온도해석결과(Model Ⅱ)

(마) 잔존내력(Moemnt capacity)산정

위에서 진행한 절차에 따라 각 시험체의 온도결과를 바탕으로 내화성능 시간 시 잔존내력을 산정하였다. 내력은 BS 5950-8(Structural use of 강재work in building - Code of practice for fire resistant design)에서 제시하는 Moment capacity method를 사용하여 평가하였다. 이전의 연구에서 비대칭 H형강 합성 플로어는 스터드 없이도 콘크리트와 강재보 사이 전단부착력이 완전합성조건을 만족시키고, 소성단면력을 충분히 발휘하는 것을 확인하였다. 화재시 잔존내력의 계산은 다음과 같다.

$$M_{u,\theta} = \sum_{i=1}^{n_\theta} A_{i,\theta} z_{i,\theta} k_r p_y$$

여기서 A_i : 단면요소면적

z_i : 소성중립축에서 요소면적 중심까지의 거리

k_r : θ_i에서의 Strength retention factor(Strain 2.0 %)

p_y : 설계강도

표 3.43 Strength retention factor(2.0 %)

Temp.(℃)	S.R.F.	Temp.(℃)	S.R.F.
100	1	550	0.627
150	1	600	0.474
200	1	650	0.337
250	1	700	0.232
300	1	750	0.158
350	1	800	0.115
400	0.971	850	0.079
450	0.934	900	0.062
500	0.776		

소성중립축은 소성상태에 도달한 단면에서 소성중립축을 기준으로 각 요소의 면적과 온도에 따른 retention factor를 곱한 인장력과 압축력을 계산하여 구할 수 있다. 콘크리트는 소성상태에서 인장을 받지 못하는 것으로 가정하여, 중립축 하부의 콘크리트의 인장력은 계산하지 않는다.

$$\sum_{i=1}^{n_\theta} A_{i,\theta} k_r p_{y,\theta} = 0$$

위의 방법을 사용하여 구한 잔존내력은 표 3.44에서 표 3.47과 같다.

표 3.44 Model Ⅰ 잔존내력(86분)

	축압축력(kN)	부재별 잔존내력 (kNm)	잔존내력비율(%)
콘크리트 slab	543.0	17.1	8.0
상부플랜지	1536.8	6.7	3.1
웨브	991.2	143.4	66.8
하부플랜지	161.6	47.5	22.1
합계	-	214.6	100
잔존내력/상온내력 비율	$\frac{214.6}{718.6}=0.30$(하중비 0.4)		

표 3.45 Model Ⅱ 잔존내력(48분)

	축압축력(kN)	부재별 잔존내력 (kNm)	잔존내력비율(%)
콘크리트 slab	625.6	20.9	5.6
상부플랜지	1536.8	12.5	3.3
웨브	1126.3	158.7	42.3
하부플랜지	633.1	183.5	48.8
합계	-	375.6	100
잔존내력/상온내력 비율	$\frac{375.6}{718.6}=0.52$(하중비 0.5)		

표 3.46 Model Ⅲ 잔존내력(36분)

	축압축력(kN)	부재별 잔존내력 (kNm)	잔존내력비율(%)
콘크리트 slab	632.2	20.9	4.6
상부플랜지	1536.8	12.3	2.7
웨브	571.0	80.5	17.7
하부플랜지	1176.1	341.1	75.0
합계	-	454.8	100
잔존내력/상온내력 비율	$\frac{454.8}{676.3}=0.67$(하중비 0.5)		

표 3.47 Model Ⅳ 잔존내력(39분)

	축압축력(kN)	부재별 잔존내력 (kNm)	잔존내력비율(%)
콘크리트 slab	1047.0	72.2	11.2
상부플랜지	1536.8	102.4	15.8
웨브	2287.5	188.4	29.2
하부플랜지	1218.7	282.0	43.8
합계	-	645.0	100
잔존내력/상온내력 비율	$\frac{645.0}{798.9}=0.81$(하중비 0.4)		

내화성능 시간까지의 잔존내력은 Model Ⅰ이 214.6 kNm, Model Ⅱ가 375.6 kNm, Model Ⅲ이 454.8 kNm, Model Ⅳ가 645.0 kNm 이고, 상온내력과의 비율은 각각 0.3, 0.52, 0.67, 0.81이었다.

Model Ⅲ 및 Model Ⅳ의 경우는 잔존내력이 가력 하중비와 비교하였을 때, 차이가 커 단면이 효율적이 못함을 나타내었다.

부위별 잔존내력을 확인해보면 내화성능에 도달할 때에는 모멘트 재분배가 일어나 웨브의 모멘트 지지비율이 상승하는 것으로 나타났다.

(4) 소결

FE 해석은 화재시 슬림플로어 합성보의 구조적 거동 예측을 위한 수치 해석적 모델이다. 연구의 결과로 얻어진 결과들은 연구 수행에 사용한 설계 방법들을 사용하여 최적 화재 설계 개발에 사용 될 수 있다. 잔존내력을 검토한 결과, 웨브에서의 하중지지능력비율이 높을수록 내화성능이 높은 것으로 나타났다.

다. 제반요소 기회비용 분석 및 실무적 내화설계 매뉴얼 도출

(1) 연구목적

비대칭 H형강을 이용한 SLIMFLOOR 공법의 제반요소 기회비용 분석

(2) 연구배경

국내 H형강 시장규모는 2006년 기준으로 2,906천톤으로 2004년이후 증가하는 추세이며, 수입 H형강이 증가하여 내수시장은 2,000천톤 규모에 머물러 있는 상태이다. 철골건물의 경우 강도가 커 건물의 자중을 가볍게 할 수 있으며, 장스팬 구조 및 고층건물(그림 3.174)에 널리 사용되고 있다. 또한 일반 RC건물에 비하여 공기를 단축할 수 있어 널리 사용되고 있다. 하지만 이런 철골건물에 경우 화재에 약하여 내화성능에 대한 검토가 꼭 필요하다. 현재 개발된 비대칭H형강을 활용한 SLIMFLOOR는 이러한 철골건물에 문제점을 해결할 수 있도록 설계할 수 있어 앞으로 철골건물에 많이 적용될 것으로 기대된다. 따라서 본 장에서는 기본모듈($8.1*10.2m^2$)을 가지는 STEEL, RC 공법 및 비대칭 H형강을 이용하여 개발된 SLIMFLOOR 공법을 골조 공사비기준으로 비교·분석실시 하였다.



(a)Major residential project



(b)Office building



(c)Innovation centre



(d)삼성화재 청량리 사옥



(e)신세계백화점 죽전점



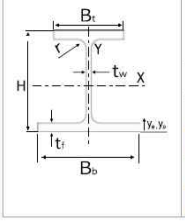
(f)한국산업기술대주차장

그림 3.174 국내외 초고층 적용건물

(3) 슬림빔의 개요

(가) 슬림빔의 제원

SLIMFLOOR용 비대칭 H형강은 하부플랜지가 상부 플랜지보다 긴 H형강으로 철골조 층고 절감공법인 SLIMFLOOR 공법에 사용되는 제품으로 본 장에서는 현대제철에서 생산되는 비대칭 H형강을 사용하는 SLIMFLOOR 공법을 기준으로 하여 STEEL, RC 공법에 대한 기본모듈당 기회비용에 대하여 분석하였다.



공칭치수 Norminal Size [mm]	표준 단면 치수 Standard sectional Dimension [mm]						단면적 Sectional Area [cm²]	단위무게 Unit Weight [kg/m]	단면2차모멘트 Moment of Inertia [cm⁴]	
H형강	H	Bt	Bb	tw	tf	r	A	W	ix	iy
AH-312 X 234 X 344	312	234	344	12	18	22	141.3	111	24,751	8,038
AH-320 X 236 X 346	320	236	346	14	22	22	170.8	134	30,907	10,017
AH-328 X 238 X 348	328	238	348	16	26	22	200.7	158	37,437	12,069
AH-336 X 240 X 350	336	240	350	18	30	22	230.8	181	44,354	14,197

그림 3.175 비대칭 H형강 제원(현대제철)

(나) 공법개요

표1는 비대칭 H형강과 일반 H형강에 대한 공법에 대해서 비교한 표이다. 일반적으로 비대칭 H형강의 경우 압연 비대칭 형강과 높이 250mm의 합성 Deep Deck 사용하며, 춤이 깊은 합성데크를 비대칭 철골보의 하부플랜지 위에 설치하는 방식을 채택한다.

표 3.48 비대칭 H형강과 일반H형강 공법비교

구 분	기존 공법	SLIMFLOOR 공법
장 점	- 대칭빔 상부 플랜지 위 데크 플레이트 판개 용이 - 평면구성이 자유롭다 - 데크 부재는 경량이므로 운반 및 시공이 용이 (약 18kg/m2) - 철골조립의 연속성을 확보 - 중간층 deck설치 후 하부 공사 동시진행 가능	- 저층 및 건축면적이 넓은 부위에 유리함 (공장, 냉동창고, 물류센터, 주차장) - 철골자재 및 deck 양중 횟수 감소 - 층고높이 축소로 내외장 마감 공사용이 - 자중감소, 물량감소로 공기단축, 원가절감 기대 - 내화피복 공사 물량감소 - 층고감소 효과로 면적 활용용이 - 설비시설의 유연성 확보 - 합성보 형성(바닥판과 보의 일체성 향상)
단 점	- 철판 볼트 부자재비 증가 - 골조공사비 증가(보자재) - 내화피복재 시공비 - 전단 연결재 시공 - 공사기간이 많이 소요 - 양중장비 효율성이 좋지 않다.	- 큰 Span은 가설 tie beam 설치 - 현장용접 및 비파괴 검사 시간소요 (스팬 10m 이상) - 안전망 설치는 필수사항임 (안전사고예방) - 구조변형 및 흔들림에 대한 구조검토 실시 - Deck무게로 인한 판개 작업. 용이성이 좋지 않음. (25kg/m2) - 자재사용이 제한적으로 판단됨
공통점	“기둥부위”가 볼트 조립 후	“현장용접 또는 전단보강 볼트 조립” 방법

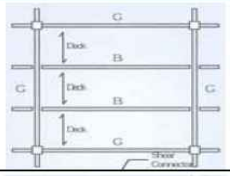
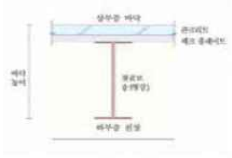
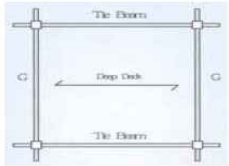
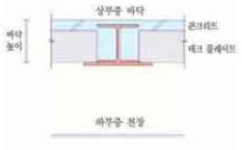
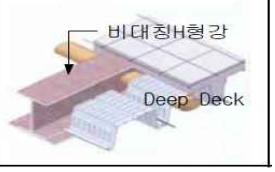
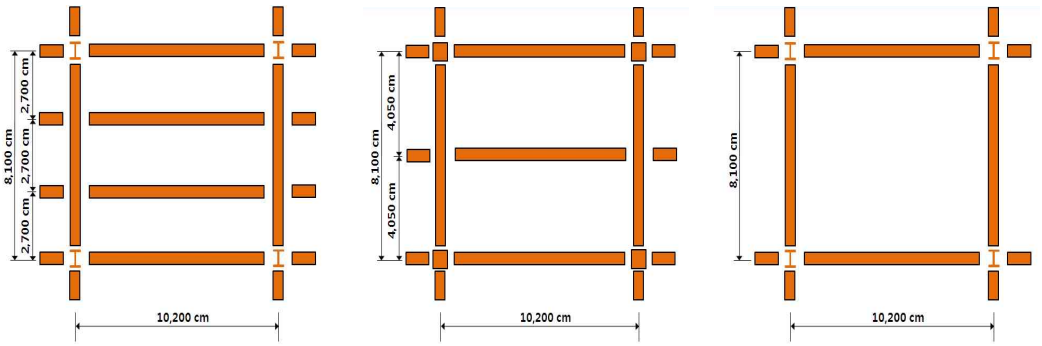
구 분	골조 평면	단 면	입 체 도
일반철골조			
슬림플로어			

그림 3.176 일반철골조와 SLIMFLOOR의 형상비교

(4) 기본 모듈에 대한 평가

(가) 기본모듈 개요

그림 3.177와 같이 8.1*10.2m^{2}의 기본모듈을 가지는 평면을 기준으로 고정하중 5.1kN/m^2, 활하중 3.0kN/m^{2}을 적용하여 표 3.49와 같은 설계하중을 적용하여 구조설계를 실시하였다.



(a) STEEL (b) RC (c) SLIMFLOOR

그림 3.177 기본모듈 평면도

표 3.49 부재 리스트

구 분		부재 크기	
거 더	STEEL	H-500×200×10×16	(SM490A)
	RC	400×600	(C27)
	SLIMFLOOR	SB-336×240/350×18×30	(SM490A)
슬래브	STEEL	137.5mm	(데크슬래브)
	RC	180mm	(RC슬래브)
	SLIMFLOOR	100mm	(DEEP 데크슬래브)

(나) 기회비용 평가

기회비용 평가는 기본모듈에 대한 각 공법별 골조 공사비(수평하중 영향 및 공사기간에 대한 평가등 제외)를 기준으로 비교·분석하였으며 검토 결과, 그림 5에서 보는 바와 같이 골조 공사비는 RC 공사(12,350,000원)가 가장 경제적인 것으로 조사되었다. 철골공사만 비교할 경우, STEEL 골조 공사비는 18,075,000원으로 SLIMFLOOR 골조 공사비 16,375,000원에 비해 10%이상의 차이를 보인다. 이러한 골조 공사비의 절감은 국내에서 생산되고 있는 비대칭 H형강의 경우 압연형강으로써 이러한 제조단가를 감소시키므로써 SLIMFLOOR의 골조 공사비용을 절감하는데 큰 요인으로 작용하였다. RC 공법과 SLIMFLOOR의 골조 공사비용을 비교하기 위해서는 공기부분에 대한 정확한 분석이 필요로 한다. 건축시공시 중요한 요소로 활용되는 공기부분에서 SLIMFLOOR 공법은 RC 공법에 비하여 공기단축을 가능하게 한다. 특히 그림 3.180에서 보는 바와 같이 평당 공사비는 건물의 층수가 증가함에 따라 SLIMFLOOR 공법의 경우 뚜렷한 감소를 보이지만 RC 공법에 경우 큰 차이를 없는 것으로 조사되었다. 따라서 단순한 기본모듈에 대한 골조 비용 비교는 두 공법에 대한 정확한 공기·층별 공사비용에 대한 검토가 선행되어야 할 것이다. 그림 3.178는 STEEL공법과 SLIMFLOOR 공법의 철골물량을 비교한 그래프이다. 기본모듈 당 철골의 물량의 경우 STEEL 공법이 SLIMFLOOR 공법에 비하여 약 155% 증가한 물량이 산출되었다.

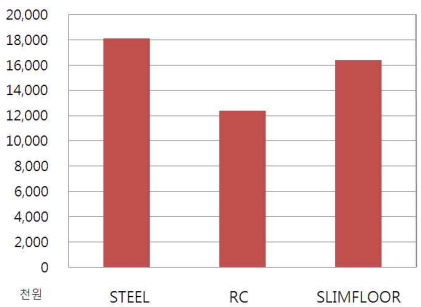


그림 3.178 모듈당 골조 공사 비용

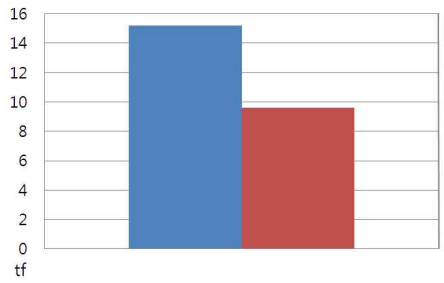


그림 3.179 기본모듈 철골물량 비교

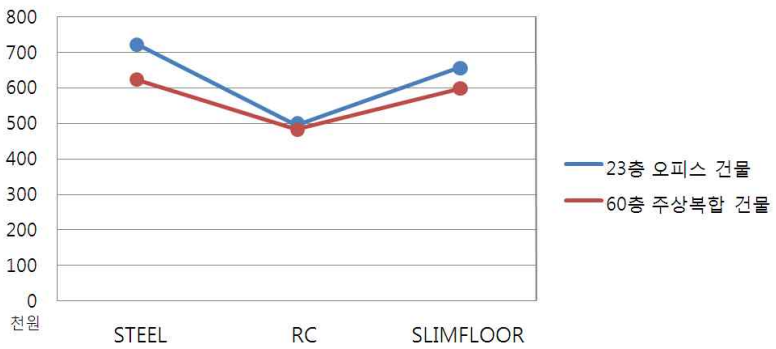


그림 3.180 평당 골조공사비용

(5) 소결

제반요소 기회비용 분석을 위한 기본모듈(STEEL, RC, SLIMFLOOR)을 구조설계하여 그 골조 공사비 분석 결과, 기본모듈에 대한 골조공사비는 RC 공사가 가장 경제적인 것으로 조사되었다. 그러나 이는, RC 골조공사비에 대한 평가는 자중증가에 따른 기둥 및 기초공사 비용 증가, 공사기간 등과 같이 좀 더 다각적으로 검토평가가 필요 할 것으로 사료된다.

철골 골조 공사비만 비교할 경우, SLIMFLOOR가 STEEL에 비해 약 10%정도 경제적인 것으로 분석되었다. 또한 철골 물량은 STEEL 공법이 SLIMFLOOR 공법에 비해 약 155%가 증가되어 산출이 되었다. 그림 7에서 보는 바와 같이 중저층 건축물의 경우 STEEL 공법과 SLIMFLOOR 공법에 대한 경제성 차이는 크지 않지만 고층건축물이 될수록 STEEL의 골조공사비용과 철골에 대한 물량이 증가함에 따라 SLIMFLOOR에 비해 비 경제적이며 내화성능 및 층고절감 효과가 STEEL에 비해 매우 우수하므로 고층건축물에 SLIMFLOOR 공법의 활용이 증가될 것으로 기대된다.

2. 실 구조물 적용설계(예) 제시

가. 실 건축구조물 사양적/성능적 내화설계기반 비교 연구

(1) 연구목적

성능기반 설계는 정확히 제시된 목표 성능기준을 다양한 설계방법으로 만족시킬 수 있으며 또한 내화피복의 최적화 적용을 통해 경제적인 설계가 가능하게 한다. 그러나 국내 대부분의 건물은 사양적 내화설계를 기준으로 적용되어 구조물에 대한 내화성능 적절하게 평가에 어려움이 따른다. 또한 성능기반 구조물 내화설계 기법이 허용되어 있음에도 국내의 기반연구 및 설계기술의 미비로 그 적절한 활용에 어려움이 상존하는 실정이다. 이러한 상황에서 본 장에서는 내화성능이 우수한 SLIMFLOOR를 STEEL와 사양적/성능적 내화설계기반 비교연구를 통하여 더 안전하고 경제적인 내화설계를 제안하고자 한다.

(2) 이전 성능평가 실험 개요

비대칭 H형강의 내화성능 평가 기준은 “내화 피복된 비대칭 H형강 슬림플로어 재하가열조건 화재거동에 관한 실험적 연구, 김홍렬・김형준・박원섭”의 논문을 참조하였다. 논문의 실험체는 표 3.50와 같이 Model-Ⅰ, Ⅳ는 무 피복, Model-Ⅱ, Ⅲ은 90분 내화피복, Model-Ⅴ는 철근보강을 하여 실험하였다.

표 3.50 실험체 형상조건 및 재하조건

실험체명	하중비(%)	화재조건 (3시간)	시험체 크기(㎜)	내화피복
Model-Ⅰ	40	ISO FIRE	320×236×346×14×22 L=45,000	무 피복
Model-Ⅱ				90분 도료피복
Model-Ⅲ				90분 뿜칠피복
Model-Ⅳ	30		336×240×350×18×30 L=45,000	무 피복
Model-Ⅴ				철근보강

그림 3.181은 Model-Ⅰ, Ⅳ(무 피복)의 비대칭 H형강을 재하하중비에 따른 처짐 분석을 나타낸 것으로 KS F 2257 건축구조 부재의 내화실험방법 법에 의해 허용변화량은 Model-Ⅰ:137.8mm, Model-Ⅳ:131.3mm로 계산되었으며 실험결과 각각 허용변화량에 따른 시간은 82분, 96분으로 내화성능이 확보 가능한 것으로 나타났다. 그림 3.182는 Model-Ⅰ(무피복), Model-Ⅱ, Ⅲ(90분 내화피복)를 내화 실험한 것으로 허용변화량은Model-Ⅱ, Ⅲ:137.8mm으로 허용변화량에 따른 시간은 각각 157분, 실험 범위 초과로 나타났다. 사양적 성능평가를 위해 90분 내화 피복된 Model-Ⅱ, Ⅲ에서는 뿜필피복 Model-Ⅲ은 3시간 내화성능을 만족하였지만 Model-Ⅱ에서는 2시간 37분 내화성능이 확보 되었다. 성능적 실험결과에서 보는 바와 같이 무 피복 비대칭 H형강은 82분 내화성능이 확보 가능하다.

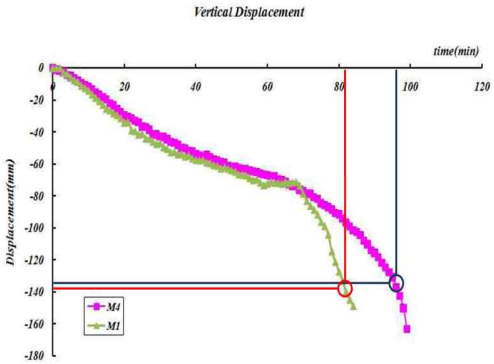


그림 3.181 재하하중비에 따른 처짐분석

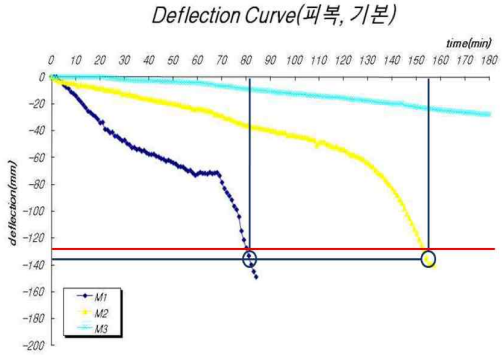
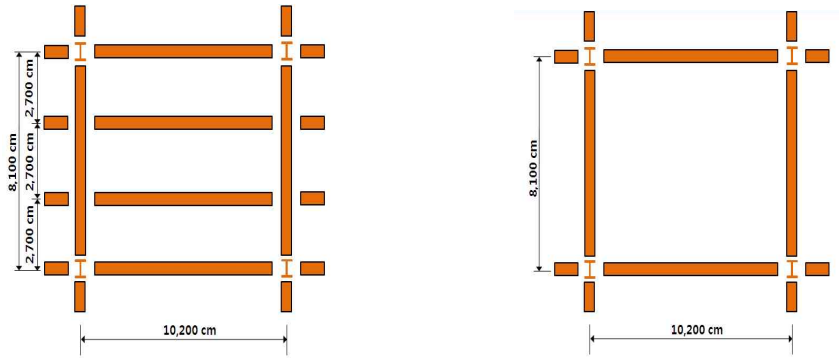


그림 3.182 피복두께에 따른 처짐분석

(3) 기본모듈에 대한 내화성능 평가

본 연구에서는 STEEL 공법을 적용한 기본모듈과 SLIMFLOOR 공법을 적용한 기본모듈에 대한 내화면적과 내화피복 비용에 대하여 사양적/성능적 내화성능에 따른 비용 분석을 실시하였다. 비교 대상 기본모듈은 그림 3.180에서 나타나 있으며 사무실 용도를 고려한 부재 리스트는 표 3.51에 나타나 있다.

STEEL공법을 이용하여 2시간 사양적 내화성능을 확보하기 위해 내화피복을 시공하기 위해서는 슬래브가 놓여지는 상부플랜지 면을 제외한 면에 28mm두께로 내화피복이 필요하나 SLIMFLOOR 공법을 이용할 경우 데크플레이트가 비대칭 H형강 하부플랜지 윗면까지 내려오기 때문에 하부플랜지 하부면만 내화피복을 하면 된다. 그림 3.183에서는 기본모듈 당 사양적 내화설계에 따른 3시간 내화성능을 확보한 STEEL 공법과 SLIMFLOOR 공법의 내화피복 비용을 나타낸 것이다. STEEL공법을 이용하여 3시간 사양적 내화성능을 확보하기 위해서는 643,992원, SLIMFLOOR 공법을 이용하여 3시간 사양적 내화성을 확보하기 위해서는 168,067원의 총 내화피복 비용이 사용되며 SLIMFLOOR 공법을 이용했을 때 STEEL 공법 내화피복비의 약 74%가 절감되는 효과를 가져 올 수 있다. 이러한 점을 볼 때 고층건물이 될수록 SLIMFLOOR 공법을 이용하면 내화피복면이 줄어들기 때문에 내화피복 공사비용을 절감 하는데 효과적일 수 있다. STEEL공법을 이용한 H형강의 내화 면적은 57m^2, SLIMFLOOR 공법을 이용한 비대칭 H형강의 내화면적은 15m^2으로 계산되었다.



(a) STEEL (b) SLIMFLOOR

그림 3.183 기본모듈 평면도

표 3.51 부재 리스트

거 더	STEEL	H-500×200×10×16	(SM490A)
	SLIMFLOOR	SB-336×240/350×18×30	(SM490A)
슬래브	STEEL	137.5mm	(데크슬래브)
	SLIMFLOOR	100mm	(DEEP 데크슬래브)

그림 3.184는 기본모듈당 내화설계별 내화비용 비교를 나타낸 그림이다. 이전 실험(“내화 피복된 비대칭 H형강 슬림플로어 재하가열조건 화재거동에 관한 실험적 연구)결과 무피복 슬림빔의 경우 약 80분 내화성능을 발현할 수 있으므로 성능적 3시간 내화설계시 100분에 해당되는 내화피복(약 24mm)를 실시할 경우 3시간 내화성능을 발현 할 수 있다. 성능적 내화설계 결과, 기본모듈당 내화비용은 126,050원으로 사양적 내화설계에 비해 25 %절감되는 경제적 효과를 보는 것으로 조사되었다.

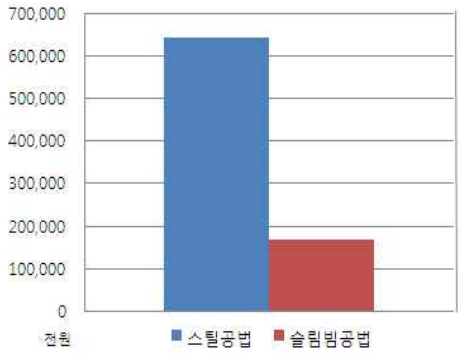


그림 3.184 기본모듈 당 사양적 내화설계에 따른 내화비용 비교

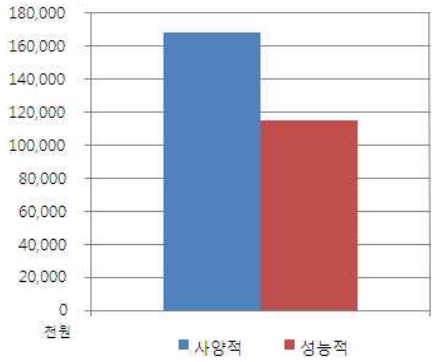


그림 3.185 기본모듈 당 내화설계별 내화비용비교(슬림빔 공법)

(4) 소결

이전 연구 검토 및 공법별 단위 모듈에 대한 평가를 실시하였으며 그 평가 결과, 이전 내화설계기반 연구에서 무피복 비대칭 H형강은 약 80분의 내화성능을 가지며 90분 내화피복(도료, 뿜칠)를 실시한 비대칭 H형강의 경우 각각 2시간 37분, 3시간 초과하는 것으로 조사되었다.

단위 모델에 대한 3시간 사양적 내화비용비교 결과, SLIMFLOOR 공법은 STEEL 공법에 비해 약 74% 내화비용으로 가능하기 때문에 SLIMFLOOR 공법을 비용측면에서 효과적일 것으로 판단된다.

내화설계별 내화비용 분석결과, 성능적 내화비용은 사양적 내화비용에 비해 약 25%정도 비용절감이 가능한 것으로 조사되었다. 국내의 내화 성능설계에 관한 영향요소(웨브의 두께, 하중비, 피복두께, 철근보강 등)에 대한 충분한 DB작업과 각 영향요소에 대한 심층적 연구를 통하여 실 구조물에 적용 가능한 매뉴얼이 작성된다면 현재의 사양적 설계가 아닌 성능적 설계를 수행하여 좀 더 안전하고 경제적인 내화설계가 가능할 것이다.

나. 현장적용 실구조 설계(예) 제시

(1) 구조개요

(가) 연구 목적 및 범위

이전 연구에서 (주) 현대제철에서 생산되는 비대칭 H형강을 대상으로 내부 보 간격이 @4.5m, @6.5m, @7.5m인 경우의 슬림플로어 합성단면의 최대 스팬을 제안하였으며, 이러한 이론적 배경을 바탕으로 비대칭 H형강을 실제 지상 5층, 지하 3층의 건물에 적용하여 구조 해석 및 구조 설계를 실시하였다.

금번 연구에서는 비대칭 H형강을 이용한 슬림플로어 시스템과 다른 시스템의 비교 검토를 통한 경제성 평가를 하였다. 건물 규모별로 구조해석을 수행하였으며, 구조설계에 대한 경제성은 기준층 층고, 전체 건물높이 비교, 유효면적 비교, 재료별 물량 등에 대해 수행되어졌다. 적용된 실 구조물은 23층 오피스 건물과 60층 주상복합 건물이며, 건물의 개요 및 사용 재료 강도는 다음과 같다.

표 3.52 건물 개요

구 분		역삼동 D 벤처센터	센텀시티 C 주상복합
위 치		서울특별시 강남구 역삼동	부산광역시 해운대구 우동
용 도		업무시설	공동주택 및 판매시설
규 모		지상 23층 / 지하 8층	자성 60층 / 지하 5층
구조형식	횡력저항 시스템	이중골조방식 (철골골조 + 전단벽)	건물골조방식 (전단벽 + 벨트트러스 + 플랫슬래브)
	기 둥	SRC	RC
	슬 래 브	데크플레이트	RC 플랫슬래브

표 3.53 사용 재료 강도

구 분		역삼동 D 벤처센터	센텀시티 C 주상복합
철 근		fy = 400MPa	fy = 400MPa
철 골		Fy = 435MPa (SM490A) Fy = 235MPa (SS400)	-
콘크리트	수 직 재	fck = 24MPa	fck = 30 ~ 50MPa
	슬 래 브	fck = 27MPa	fck = 30 ~ 36MPa

(나) 설계하중 (Design Load)

대상 건물들의 설계하중은 건축구조설계기준(KBC 2005)를 기준으로 적용하였으며, 고정하중은 구조물의 자중, 마감 등을 고려하여 산정하였다. 그 밖에 활 하중, 지진하중, 풍 하중은 다음과 같다.

표 3.54 설계 하중

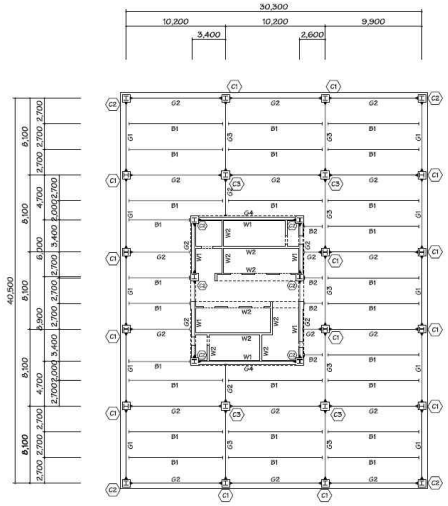
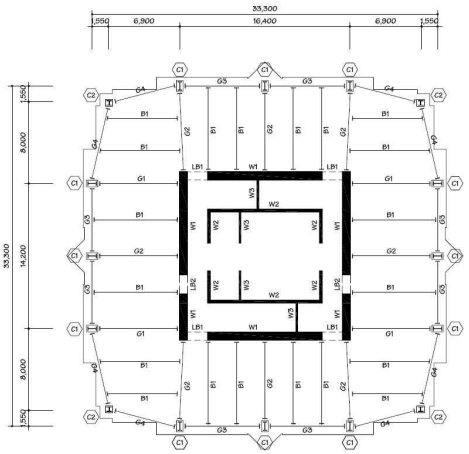
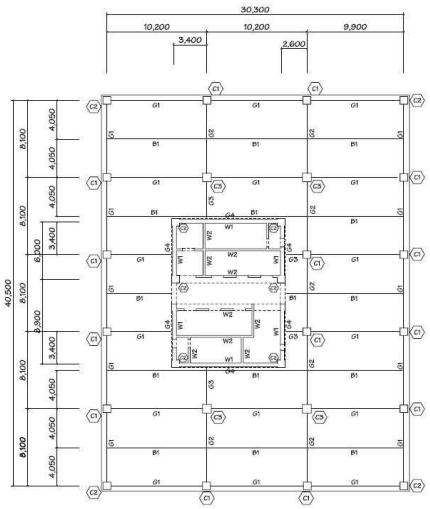
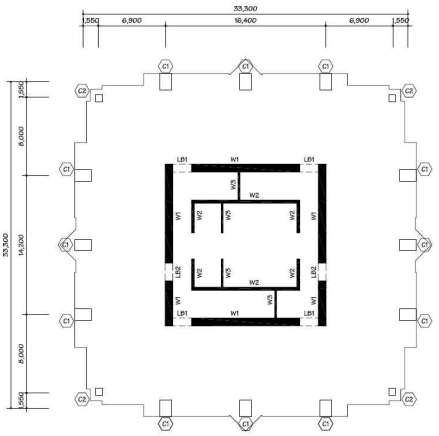
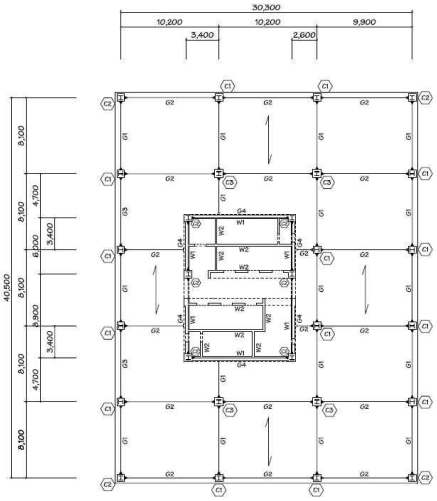
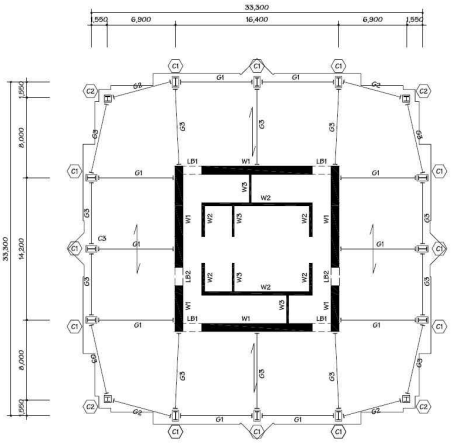
구 분		역삼동 D 벤처센터	센텀시티 C 주상복합
고정하중		업무시설 : 5.1 kN/m^2	주거시설 : 10.8 kN/m^2
활 하중		업무시설 : 3.0 kN/m^2	업무시설 : 2.0 kN/m^2
지진하중	지역계수 A	0.11	0.11
	지반계수 S	1.0	1.0
	내진등급	특	특
	중요도계수 I	1.5	1.5
	반응수정계수 R	5.5 (이중골조 시스템)	5.0 (건물골조 시스템)
풍 하중	노풍도	A	B
	기본풍속 Vo	30	30
	중요도계수 I_W	1.1	1.1
	가스트계수 G_f	2.3 (X방향), 2.25 (Y방향)	2.2

(2) 구조설계

(가) 각 시스템별 해석모델

용도와 규모가 다른 두개의 대상건물을 STEEL, RC, 슬림플로어를 적용한 시스템별로 해석하여 비교 분석하였다. 각 시스템별 해석모델은 다음과 같이 정리되어질 수 있다.

표 3.55 각 중력 시스템별 해석모델

구 분	역삼동 D 벤처센터	센텀시티 C 주상복합
ALT 1	 STEEL 합성보 시스템	 STEEL 합성보 시스템
ALT 2	 RC 보 거더 시스템	 RC 플랫슬래브 시스템
ALT 3	 슬림플로어 시스템	 슬림플로어 시스템

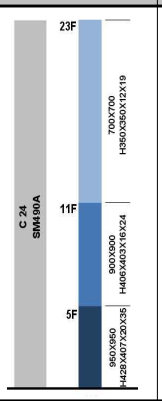
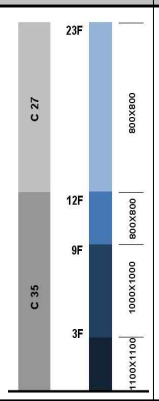
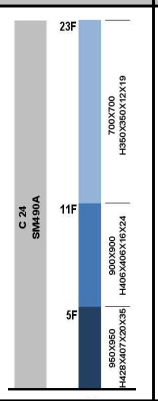
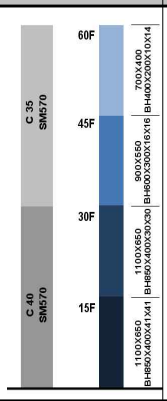
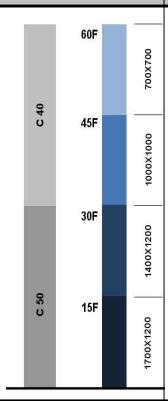
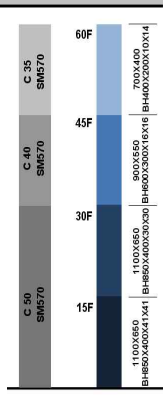
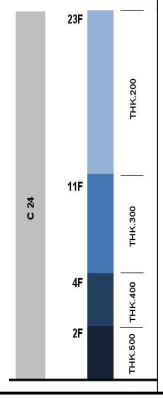
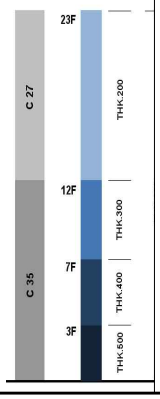
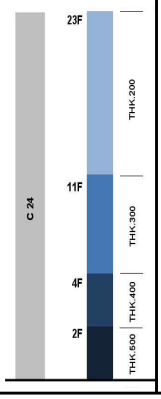
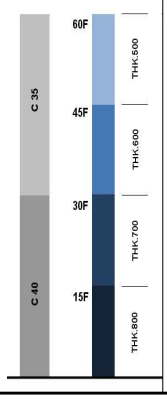
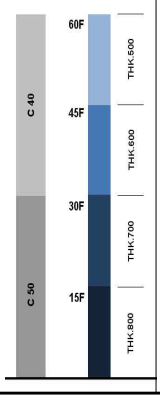
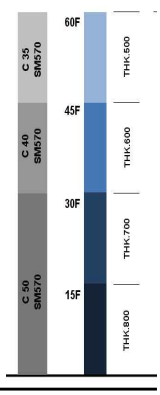
(나) 각 시스템별 부재 리스트

위의 대상 건물의 모델을 시스템별로 구조 해석하여 설계된 주요 수평부재의 리스트 및 수직부재 스케쥴은 다음과 같다.

표 3.56 주요 수평부재 리스트

구 분		역삼동 D 벤처센터	센텀시티 C 주상복합
거 더	ALT1	H-500×200×10×16 (SM490A)	H-386×299×9×14 (SM490TMCP)
	ALT2	400×600 (C27)	-
	ALT3	SB-336×240/350×18×30 (SM490A)	SB-336×240/350×18×30 (SM490A)
슬래브	ALT1	137.5mm (데크슬래브)	150mm (데크슬래브)
	ALT2	180mm (RC슬래브)	270mm (RC 플랫슬래브)
	ALT3	100mm (DEEP 데크슬래브)	100mm (DEEP 데크슬래브)

표 3.57 주요 수직부재 스케쥴

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
기 둥						
벽 체						

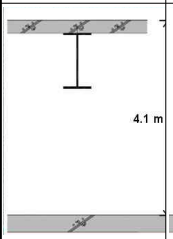
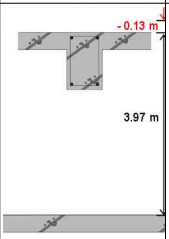
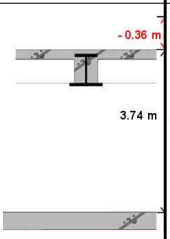
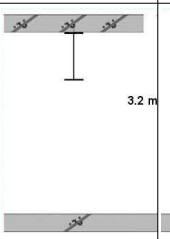
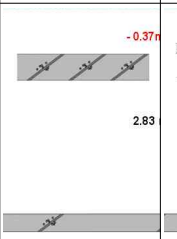
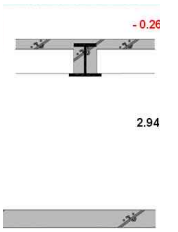
(3) 경제성 평가

각각의 시스템별로 구조 설계한 대상건물에 대해 기준층 층고 및 건물높이를 비교하였으며, STEEL, 콘크리트, 철근, 거푸집, 내화피복, 마감에 대해 물량검토를 파악하여 비교하였다. 최종적으로 각각의 시스템별 골조와 외부마감의 총공사비를 계산하여 슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우에 대한 경제성 평가를 수행하였다.

(가) 건물높이

층고에 영향을 미치는 대표적인 거더의 크기와 슬래브 두께를 앞장에서 살펴보았다. 이 부재들을 적용한 각 시스템별 기준층 층고는 다음과 같으며, 전체 건물높이 또한 표 3.58에서 비교할 수 있다.

표 3.58 각 시스템별 기준층 층고 비교

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
천 정 고	3.368 m	3.368 m	3.368 m	2.55 m	2.55 m	2.55 m
기 준 층 층 고						
	4.1 m	3.97 m	3.74 m	3.2 m	2.83 m	2.94 m
전체높이	98.00 m	94.92 m	89.63 m	200.60 m	178.77 m	185.26 m

먼저, 23층 오피스 건물인 역삼동 D 벤처센터의 기준층 층고를 보면 STEEL 합성보 시스템의 기준층 층고는 4.1m이다. 같은 건물에 RC 보 거더 시스템을 적용하였을 경우 기준층 층고가 0.13m 감소된 3.97m이며, 슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우는 층고가 0.36m 감소된 3.74m로 가장 적은 기준층 층고를 갖는다. 결과적으로 STEEL 합성보 시스템을 적용하였을 경우 98m인 건물 전체높이는 RC 보 거더 시스템의 경우 94.92m, 슬림플로어 시스템의 경우 89.63m로 슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우 건물 전체높이가 8.37m가 감소되는 효과를 기대할 수 있다.

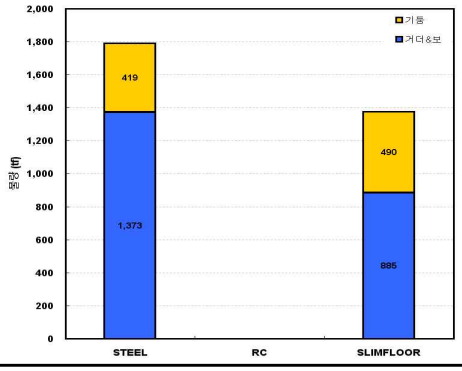
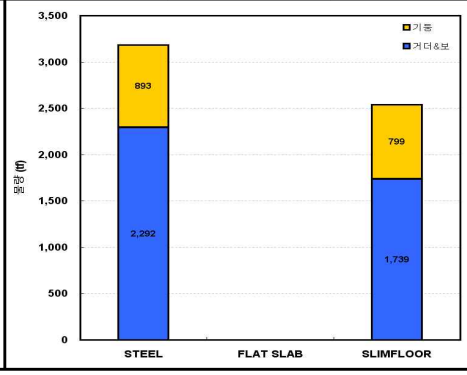
같은 방식으로 60층 주상복합 건물인 센텀시티 C 주상복합의 기준층 층고를 보면 STEEL 합성보 시스템의 기준층 층고는 3.2m이다. 같은 건물에 RC 플랫 슬래브 시스템을 적용하였을 경우 기준층 층고가 0.37m감소된 2.87m이며, 슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우 층고가 0.26m감소된 2.94m임을 알 수 있다. 이러한 결과로 STEEL 합성보 시스템을 적용하였을 경우 200.6m인 건물 전체높이는 RC 플랫 슬래브 시스템을 적용하였을 경우 178.77m로 21.83m의 높이가 감소되는 것을 알 수 있으며, 슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우 또한 185.26m까지 전체높이를 감소시킬 수 있음을 알 수 있다.

(나) 물량

① STEEL

STEEL 시스템과 슬림플로어 시스템이 적용된 건물에 대해 철골물량을 다음과 같이 비교하였다.

표 3.59 철골 물량 비교 (tf)

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
거더, 보	1,373	-	885	2,292	-	1,739
기 둥	419	-	490	893	-	799
전체 철골 물량						

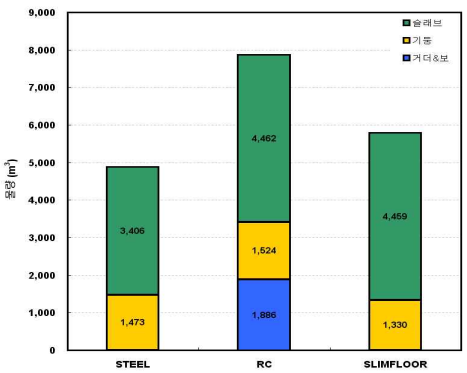
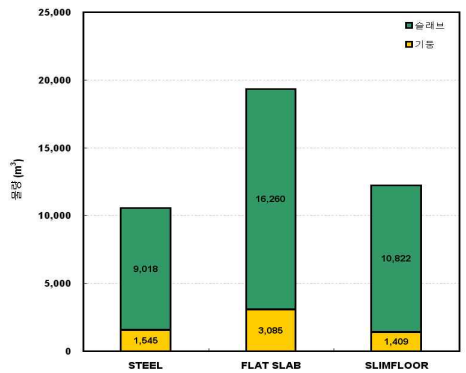
거더와 보의 강재물량을 살펴보면 STEEL 시스템을 적용하였을 때보다 슬림플로어 시스템을 적용한 경우 역삼동 D 벤처센터는 488 tf의 철골물량이 감소되었으며, 센텀시티 C 주상복합은 553 tf의 철골물량이 감소되었다. 이는 슬림플로어 시스템을 적용하면서 서브보를 생략할 수 있기 때문으로 사료된다.

철골기둥을 살펴보면 역삼동 D 벤처센터는 STEEL 기둥보다 슬림플로어 시스템의 SRC기둥의 단면이 다소 커졌고, 센텀시티 C 주상복합은 STEEL 기둥과 슬림플로어 시스템의 SRC기둥의 단면이 동일하다. 그러나 앞서 살펴본 층고의 영향으로부터 슬림플로어를 적용한 시스템의 기둥 강재물량이 절감되어 전체 강재물량은 슬림플로어를 적용한 시스템이 STEEL 시스템보다 역삼동 D 벤처센터와 센텀시티 C 주상복합건물에 대해 각각 417 tf, 647 tf의 절감효과가 있는 것을 알 수 있다.

② 콘크리트

STEEL 시스템, RC 시스템 그리고 슬림플로어 시스템이 적용된 건물에 대해 콘크리트 물량을 다음과 같이 비교하였다.

표 3.60 콘크리트 물량 비교 (m^3)

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
거더, 보	-	4,886	-	-	-	-
기 둥	1,473	1,524	1,330	1,545	3,085	1,409
슬 래 브	3,406	4,462	4,459	9,018	16,260	10,822
전 체 콘크리트 물 량						

기둥의 콘크리트 물량을 살펴보면, 먼저 역삼동 D 벤처센터의 경우 철골 시스템과 슬림플로어를 적용한 시스템의 SRC 기둥은 크기는 같지만, 층고감소와 H형강의 크기 증가로 슬림플로어를 적용한 시스템의 기둥의 콘크리트 물량은 STEEL보다 143 m^3 절감되며, RC 보 거더 시스템보다도 194 m^3 이 절감된다. 마찬가지로 센텀시티 C 주상복합도 슬림플로어 시스템의 기둥 콘크리트 물량이 STEEL 보다 136 m3 절감되며, RC 플랫 슬래브 시스템보다도 1,676 m^3 절감된다.

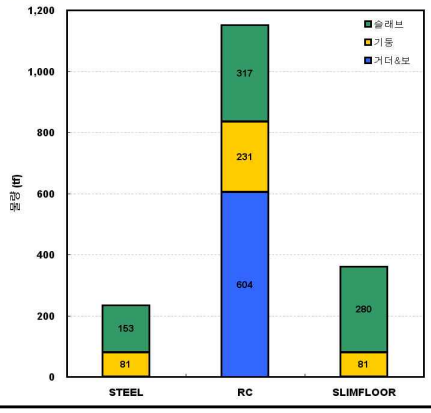
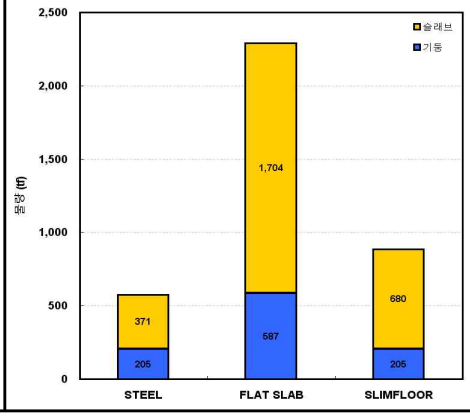
슬래브의 콘크리트 물량을 살펴보면, 각 시스템 중 슬림플로어 시스템을 적용한 슬래브 두께가 얇아 콘크리트 물량 또한 가장 적게 나타났다.

슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우 전체 콘크리트 물량을 비교해 보면 역삼동 D 벤처센터는 STEEL 시스템보다 910 m^3 이 증가하지만 RC 보 거더 시스템보다 2,083 m^3 절감된다. 센텀시티 C 주상복합은 STEEL 시스템보다 1,168 m^3 증가하지만 RC 플랫슬래브 시스템 보다는 7,114 m^3 만큼 절감되는 것을 알 수 있다.

③ 철근

STEEL 시스템, RC 시스템 그리고 슬림플로어 시스템이 적용된 건물에 대해 철근 물량을 다음과 같이 비교하였다.

표 3.61철근 물량 비교 (tf)

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
거더, 보	-	604	-	-	-	-
기 둥	81	231	81	205	587	205
슬 래 브	153	317	280	371	1,704	680
전 체 철 근 물 량						

기둥의 철근 물량을 살펴보면, STEEL과 슬림플로어를 적용한 시스템은 SRC기둥을 사용하고, RC 보 거더 시스템과 플랫슬래브 시스템은 순수 RC기둥을 사용한다. 따라서 RC를 적용한 시스템의 철근 물량은 다른 시스템에 비해 많다.

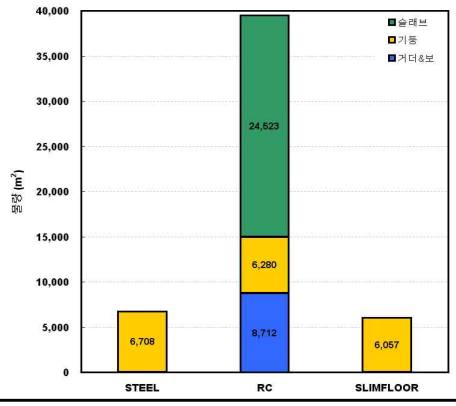
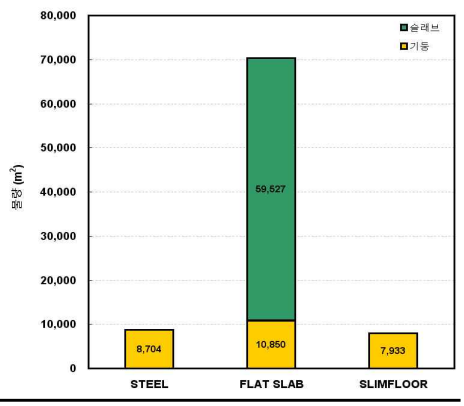
슬래브 철근 물량을 살펴보면, 슬림플로어 시스템이 STEEL 시스템보다 역삼동 D 벤처센터와 센텀시티 C 주상복합 각각 127 tf 와 309 tf 만큼 증가하지만 RC를 적용한 시스템 보다는 각각 37 tf 와 1,024 tf 만큼 절감된다.

결과적으로 전체 철근물량을 살펴보면, 슬림플로어를 적용한 시스템은 STEEL 시스템보다는 다소 증가하지만, RC를 적용한 시스템보다는 절감됨을 알 수 있다.

④ 거푸집

STEEL 시스템, RC 시스템 그리고 슬림플로어 시스템이 적용된 건물에 대해 거푸집 물량을 다음과 같이 비교하였다.

표 3.62 거푸집 물량 비교 (m^2)

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
거더, 보	-	8,712	-	-	-	-
기 둥	6,708,	6,280	6,057	8,704	10,850	7,933
슬 래 브	-	24,523	-	-	59,527	-
전 체 거 푸 집 물 량						

기둥의 거푸집 물량을 살펴보면, STEEL과 슬림플로어를 적용한 시스템은 동일한 크기의 기둥을 사용하지만, 층고의 영향으로 인해 슬림플로어를 적용한 시스템의 거푸집 물량은 STEEL 시스템보다 절감되고 RC를 적용한 보 거더 시스템과 플랫슬래브 시스템보다도 절감되는 것을 알 수 있다.

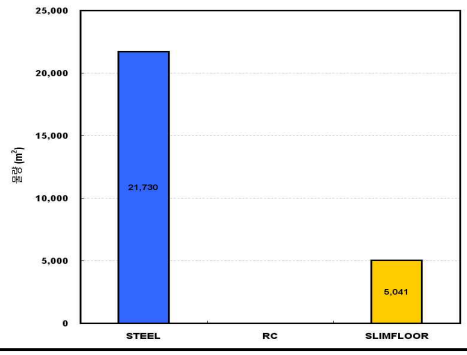
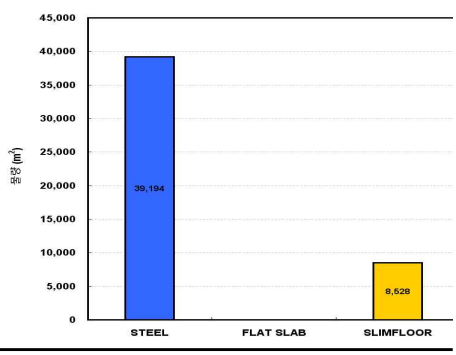
전체 거푸집 물량을 살펴보면, STEEL과 슬림플로어를 적용한 시스템은 각각 트러스 데크와 춤이 깊은 데크를 사용하기 때문에 슬래브 거푸집을 사용하지 않아 RC가 적용된 시스템과 많은 차이가 남을 알 수 있다.

따라서 전체 거푸집 물량은 역삼동 D 벤처센터의 경우 STEEL 시스템은 6,708 m^2, RC 보 거더 시스템은 39,515 m^2 그리고 슬림플로어를 적용한 시스템은 6,057 m^2이며, 센텀시티 C 주상복합의 경우 STEEL 시스템은 8,704 m^2, RC 플랫슬래브 시스템은 70,377 m^2 그리고 슬림플로어를 적용한 시스템은 7,933 m^2임을 알 수 있다. 결론적으로 슬림플로어 시스템을 적용한 경우 RC를 적용한 시스템보다 거푸집 물량이 현저히 적은 것을 알 수 있다.

⑤ 내화피복

STEEL 시스템과 슬림플로어 시스템이 적용된 건물에 대해 내화피복 물량을 다음과 같이 비교하였다.

표 3.63 내화피복 물량 비교 (m^2)

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
거더, 보	21,730	-	5,041	39,194	-	8,528
전체 내화피복 물량						

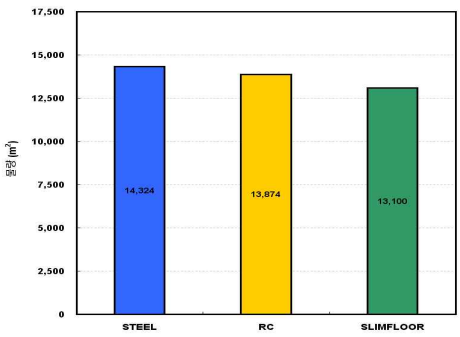
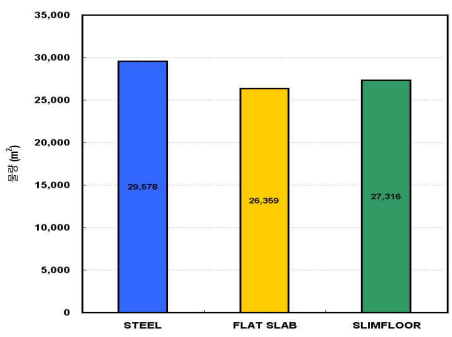
STEEL 시스템과 슬림플로어 시스템은 거더와 보로써 철골을 사용하기 때문에 내화피복이 필수적이다.

일반 H형강을 사용하는 STEEL 시스템에 비해서 비대칭 H형강과 춤이 깊은 데크플레이트로 구성된 슬림플로어 시스템의 경우는 강재의 하부 플랜지를 제외한 부분이 콘크리트로 둘러싸여있기 때문에 내화피복 면적이 감소되어 내화피복 물량이 현저히 적음을 알 수 있다.

⑥ 외부마감

STEEL 시스템, RC 시스템 그리고 슬림플로어 시스템이 적용된 건물에 대해 외부마감 물량을 다음과 같이 비교하였다.

표 3.64 외부마감 물량 비교 (m^2)

구 분	역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
	ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
	14,324	13,874	13,100	29,578	26,359	27,316
전체 외부마감 물량						

외부마감의 물량은 건물의 전체 높이에 따른다. 앞서 비교한 각 시스템별 건물 전체높이로부터 알 수 있듯이 역삼동 D 벤처센터의 경우 가장 층고저감에 효과적인 슬림플로어 시스템이 외부마감 물량 또한 가장 적은 것을 알 수 있다. 센텀시티 C 주상복합의 경우는 RC 플랫슬래브 시스템보다는 외부마감 물량이 957 m^2 만큼 다소 증가하지만, STEEL 시스템보다는 2,262 m^2 의 외부마감 절감이 있음을 알 수 있다.

(다) 총공사비

총공사비는 골조와 외부마감의 총공사비의 합으로 계산한다. 골조의 총공사비는 재료비, 직접 노무비, 직접 경비의 합으로 계산한다.

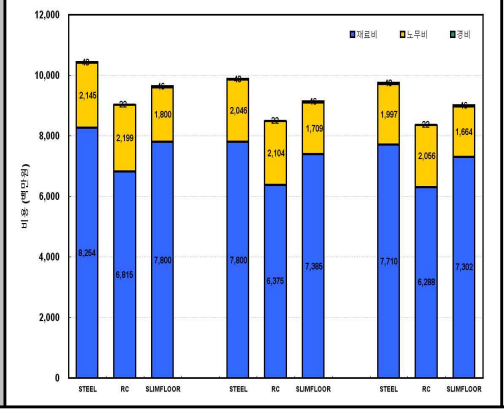
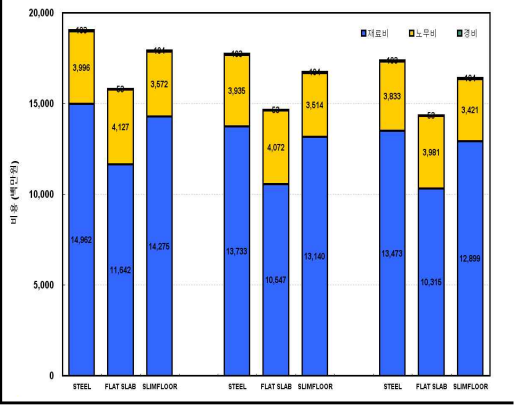
외부마감재의 상 중 하를 적용하였을 때 각각의 총공사비는 다음과 같다.

표 3.65 외부마감재 적용에 따른 총공사비 (천원)

구 분			역삼동 D 벤처센터			센텀시티 C 주상복합		
			ALT1	ALT2	ALT3	ALT1	ALT2	ALT3
마감상	골조	재료비	2,636,574	1,373,588	2,662,218	5,897,262	3,564,201	5,903,037
		노무비	1,541,767	1,614,869	1,247,784	2,935,668	3,181,564	2,592,090
		경비	47,921	21,864	46,150	103,451	53,136	103,514
	마감	재료비	5,617,830	5,441,341	5,137,781	9,065,391	8,078,796	8,372,108
		노무비	603,284	584,331	551,733	1,060,992	945,524	979,852
		경비	0	0	0	0	0	0
	합 계		104,473,686	9,035,993	9,645,666	19,062,765	15,823,223	17,950,604
마감중	골조	재료비	2,636,584	1,373,588	2,662,218	5,897,262	3,564,201	5,903,037
		노무비	1,541,767	1,614,869	1,247,784	2,935,668	3,181,564	2,592,090
		경비	47,921	21,864	46,150	103,451	53,136	103,514
	마감	재료비	5,163,759	5,001,535	4,722,511	7,835,774	6,983,000	7,236,527
		노무비	504,706	488,850	461,579	999,115	890,381	922,707
		경비	0	0	0	0	0	0
	합 계		9,894,737	8,500,706	9,140,242	17,771,270	14,672,282	16,757,875
마감하	골조	재료비	2,636,584	1,373,588	2,662,218	5,897,262	3,564,201	5,903,037
		노무비	1,541,767	1,614,869	1,247,784	2,935,668	3,181,564	2,592,090
		경비	47,921	21,864	46,150	103,451	53,136	103,514
	마감	재료비	5,093,519	4,914,129	4,639,981	7,575,488	6,751,041	6,996,147
		노무비	455,403	441,096	416,488	897,308	799,653	828,685
		경비	0	0	0	0	0	0
	합 계		9,775,194	8,365,546	9,012,621	17,409,177	14,349,595	16,423,473

위의 표에서 알 수 있듯이 슬림플로어 시스템을 적용하였을 경우 총공사비는 RC 시스템을 적용하였을 때 보다 다소 증가되지만 STEEL 시스템을 적용하였을 때보다는 절감된다. 다음은 외부마감재의 상 중 하를 적용하였을 때 각 시스템별 총공사비의 비교를 나타낸다.

표 3.66 각 시스템별 총공사비 비교

구분	역삼동 D 벤처센터	센텀시티 C 주상복합
총공사비 비교		

(4) 결론

본 연구는 슬림플로어를 적용한 시스템의 경제성을 평가하기 위해 규모와 용도가 다른 두 건물을 선정하여 시스템별 구조해석을 수행하였다. 이를 바탕으로 건물 높이, 물량, 총공사비에 대한 경제성 평가를 하였으며, 각 시스템별로 비교하여 그 결과는 다음과 같다.

- 23층 오피스 건물 (역삼동 D 벤처센터)
  슬림플로어 시스템 적용 시 층고절감으로 인해 건물 높이가 STEEL 시스템보다 8.37m, RC 보 거더 시스템보다 5.29m 감소하여 높이에 대한 경쟁력을 확보할 수 있음을 알 수 있다. 또한 층고절감과 동시에 슬림플로어를 적용한 시스템의 총공사비는 RC 보 거더 시스템보다는 약 6.7% 증가하지만, STEEL 시스템보다 약 7.6% 감소한다.

- 60층 주상복합 건물 (센텀시티 C 주상복합)
  슬림플로어 시스템 적용 시 건물 높이가 RC 플랫슬래브보다 6.49m가 증가하지만, 층고절감으로 인해 STEEL 시스템보다 15.34m 감소하여 층고절감에 대해서는 RC 플랫슬래브 보다는 경쟁력이 다소 떨어지지만 STEEL 시스템보다는 유리함을 알 수 있다. 또한 슬림플로어를 적용한 시스템의 총공사비는 RC 플랫

슬래브보다는 약 13.4% 증가하지만, STEEL 시스템 보다는 약 5.8% 감소한다.

- 슬림플로어 시스템과 STEEL 시스템

슬림플로어 시스템은 춤이 깊은 데크 플레이트와 비대칭 H형강을 활용하여 보의 춤을 줄일 수 있다. 일반 STEEL 시스템의 경우 약 8~10m 내외의 사무용 또는 주거용 평면을 지지하기 위해서는 약 600 mm 정도의 보 춤에 슬래브 두께가 추가적으로 요구되는데 반해 슬림플로어 시스템은 350mm 내외의 보 춤과 춤이 깊은 데크를 활용하여 총 구조체 높이가 450 mm 이내로 해결 가능하다. 그 결과 일반 STEEL 시스템에 비해 각 층 당 약 300~350 mm의 층고절감효과가 나타난다. 또한 비대칭 H형강의 웨브에 설비 오프닝을 계획함으로써 일반 철골보와 마찬가지로 설비공간의 절감효과도 얻을 수 있다. 그리고 슬림빔의 상당부분이 콘크리트에 매립되어있기 때문에 내화피복 절감효과 또한 있다. 비대칭 H형강 하나의 중량은 일반 철골보에 비해 크지만 작은 보를 모두 없앨 수 있기 때문에 전체적인 건물의 중량은 감소하게 된다. 이러한 이유들로 일반 STEEL 시스템에 비해 슬림플로어 시스템은 약 6 ~ 7 %의 시공비 절감 효과를 예상할 수 있다.

- 슬림플로어 시스템과 RC 보 거더 시스템

슬림플로어 시스템은 춤이 깊은 데크와 비대칭 H형강을 활용하여 보의 춤을 줄일 수 있다. 약 8~10m 내외의 사무용 또는 주거용 평면을 지지하기 위해서 일반 RC 라멘 구조의 경우, 약 600 mm 정도의 보춤이 요구되는데 반해 슬림플로어 시스템은 350 mm 내외의 보와 춤이 깊은 데크를 활용하여 총 구조체 높이가 450 mm 이내로 해결 가능하다. 그 결과 일반 철골 구조에 비해 층당 약 150~200 mm 정도의 층고절감효과가 나타난다. 그러나 공사비 면에서 노무비가 슬림플로어 시스템이 더 작다하더라도, RC 보 거더 시스템은 내화피복에 대한 비용 절감 등으로 슬림플로어 시스템보다 재료비가 거의 50% 수준으로, 총공사비에서는 RC 보 거더 시스템이 약 6~10% 더 경제적이다.

- 슬림플로어 시스템과 RC 플랫슬래브 시스템

RC 플랫슬래브 시스템의 경우, 슬래브 두께는 보통 250~300 mm를 사용하기 때문에 슬림플로어 시스템보다 약 150~200 mm정도 층고절감의 효과를 나타낸다. 층고절감으로 인해 건물 전체높이가 감소하고 RC 보 거더 시스템과 마찬가지로 내화피복에 대한 비용 절감으로 RC 플랫슬래브 시스템 역시 슬림플로어 시스템보다는 총공사비는 약 13~15% 더 싸다. 비대칭 H형강을 이용한 층고절감 공법인 슬림플로어 시스템은 기존 STEEL 시스템 방식에 비해 춤의 높이 감소로 층고를 절감할 수 있어 결과적으로 두 사례를 살펴봤을 때 층고절감 및 작은보를 절감시키는 효과가 있다. 그리고 슬림빔의 상당부분이 콘크

리트에 매립되어있기 때문에 일반 STEEL 시스템에 비해 내화피복 절감에 효과적이다. 또한 RC를 적용한 시스템에 비해 비대칭 H형강의 웨브에 설비 오프닝을 계획함으로써 일반 철골보와 마찬가지로 설비공간의 절감효과도 얻을 수 있으며, 건식공법의 특성상 RC를 적용한 시스템보다 공기단축이 예상된다. 그리고 공법 특성상 비대칭 H형강을 이용하여 하부 플랜지에 춤이 깊은 데크플레이트를 얹어서 시공하는 공법으로 바닥판을 구성하는 직접 공사비로서는 재료비, 노무비, 경비로 구분해서 공사비 절감효과를 얻을 수 있어 경제성 확보에 상당한 효과가 있을 것으로 판단된다. 또한 전체 건물높이가 감소되어 사선제한, 고도제한 등의 건축법 및 허가조건으로 불이익을 피할 수 있고, 같은 동일 제한조건 내에서도 계획한 층수를 고려하여 시공할 수 있다고 생각되며 특히, 건물의 층수가 높은 건물일수록 RC를 적용한 시스템보다 공기를 단축할 수 있으며, STEEL 시스템보다 내화성능확보가 유리한 슬림플로어 시스템의 적용이 효과적일 것으로 사료된다.

다. 구조해석결과

(1) 23층 오피스 건물 (역삼동 D 벤처센터)

(가) 주기 (Period)

표 3.67 주기(Peiod)

	STEEL	RC 보 거더	슬림플로어
1 mode	2.305 (sec)	1.935 (sec)	2.436 (sec)

(나) 풍하중 횡변위 (H/500)

표 3.68 풍하중 횡변위

	STEEL	RC 보 거더	슬림플로어
X방향	6.43 (cm)	3.55 (cm)	4.52 (cm)
	H/1524	H/2673	H/1983
Y방향	6.14 (cm)	3.33 (cm)	5.60 (cm)
	H/1596	H/1606	H/1600
허용 횡변위	19.6 (cm)	18.984 (cm)	17.926 (cm)

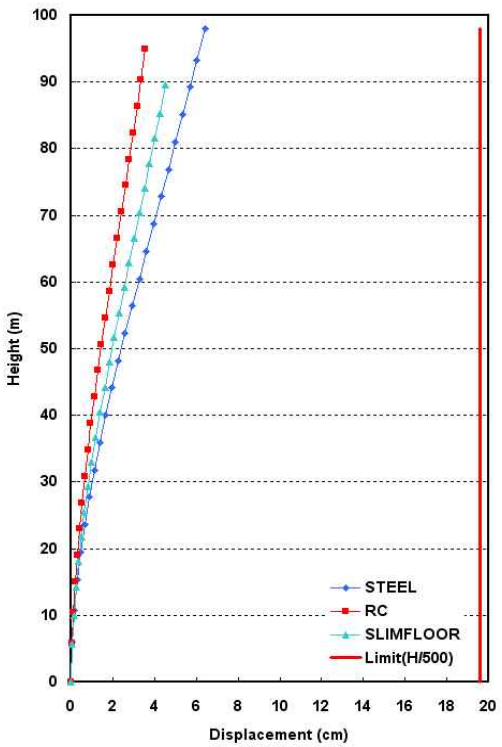


그림 3.186 하중 횡변위-X방향

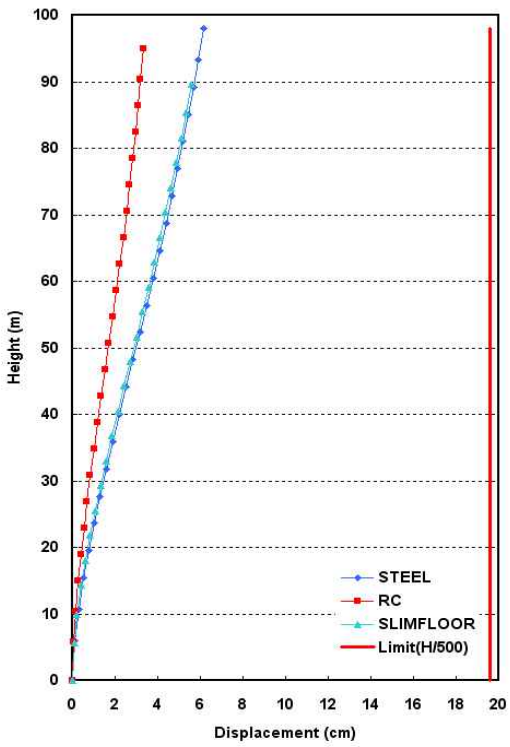


그림 3.187 풍하중 횡변위-Y방향

(다) 층간변위 (0.010h)

표 3.69 층간변위

	STEEL	RC 보 거더	슬림플로어
X방향	0.45 (cm)	0.37 (cm)	0.36 (cm)
	0.0011h	0.008h	0.0010h
Y방향	0.39 (cm)	0.31 (cm)	0.47 (cm)
	0.0008h	0.0007h	0.0013h

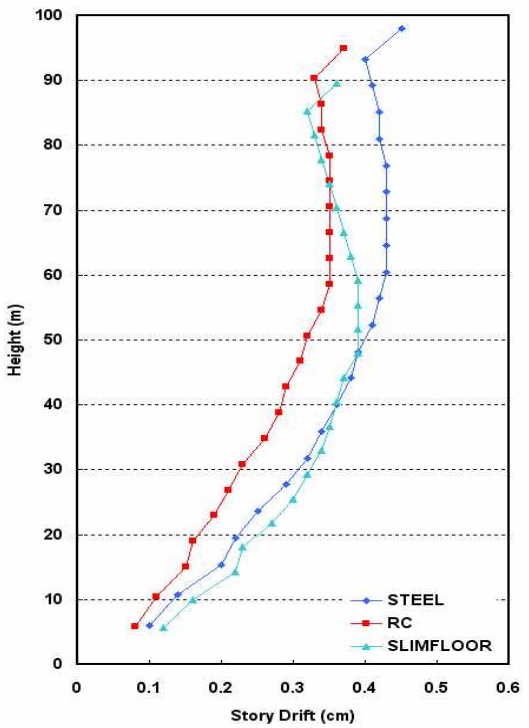


그림 3.188 층간변위-X방향

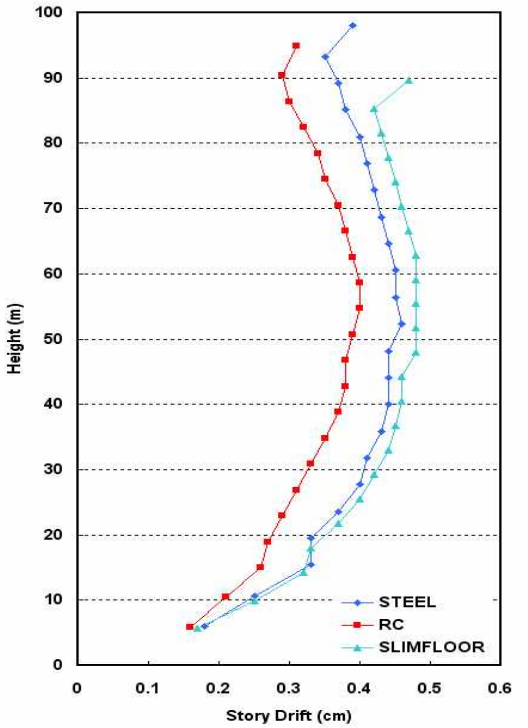


그림 3.189 층간변위-Y방향

(라) 밑면전단력

표 3.70 밑면 전단력

	STEEL	RC 보 거더	슬림플로어
X방향	6,135 (kN)	8,202 (kN)	6,350 (kN)
Y방향	4,686 (kN)	6,239 (kN)	5,003 (kN)

(마) 전도 모멘트

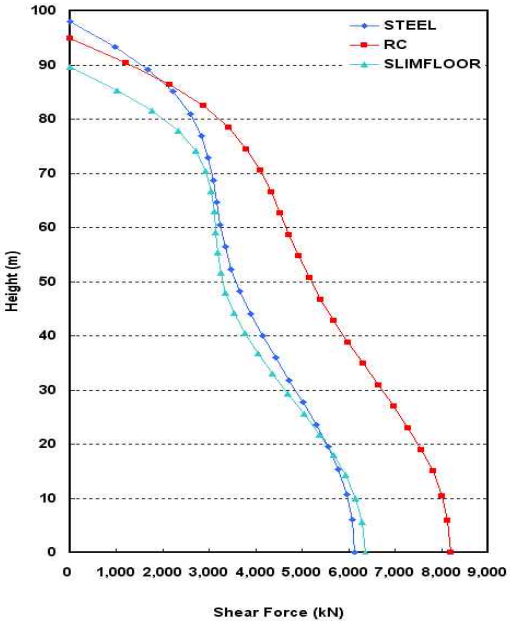


그림 3.190 밑면전단력-X방향

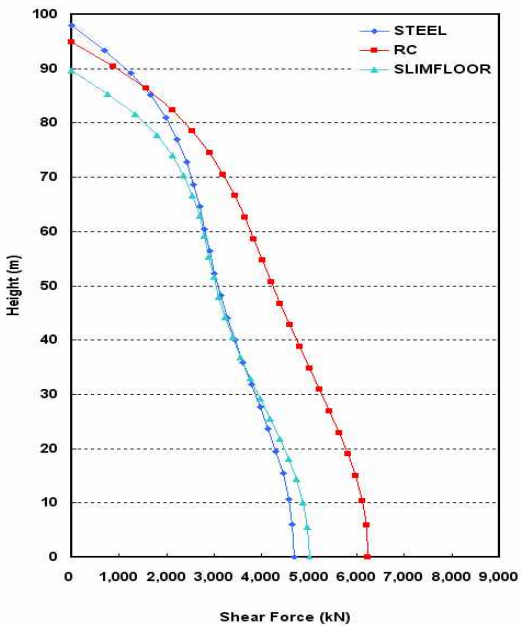


그림 3.191 밑면전단력-Y방향

표 3.71 전도 모멘트

	STEEL	RC 보 거더	슬림플로어
X방향	311,289 (kN·m)	418,082 (kN·m)	288,059 (kN·m)
Y방향	248,442 (kN·m)	326,127 (kN·m)	239,759 (kN·m)

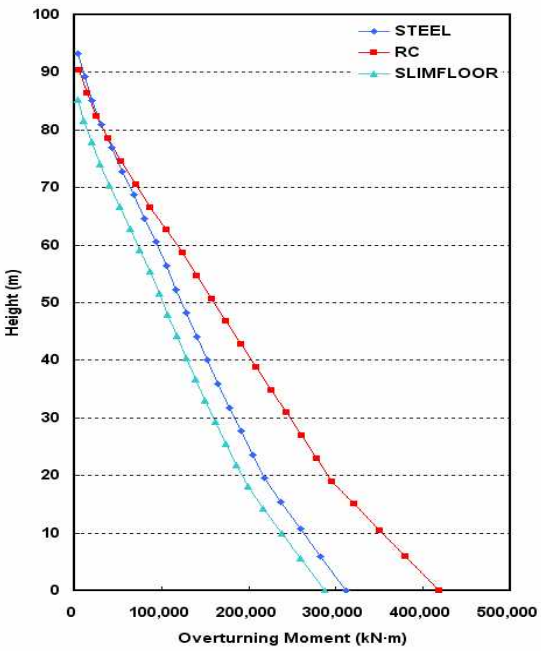


그림 3.192 전도모멘트-X방향

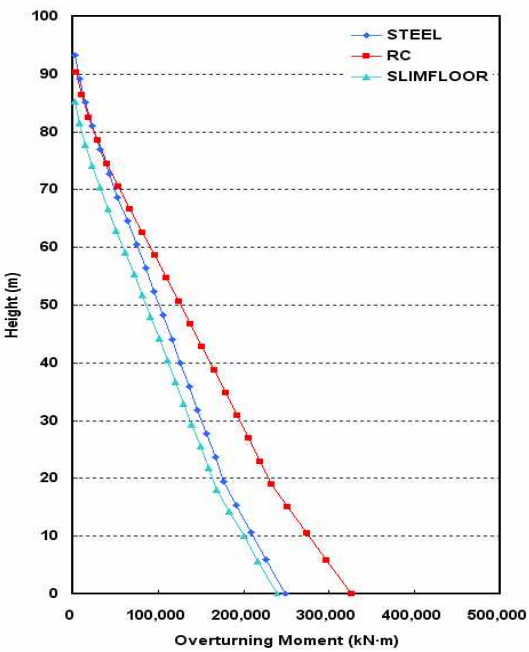


그림 3.193 전도모멘트-Y방향

(2) 60층 주상복합 (센텀시티 C 주상복합)

(가) 주기 (Period)

표 3.72 주기

	STEEL	RC 플랫슬래브	슬림플로어
1 Mode	5.706 (sec)	4.580 (sec)	4.968 (sec)

(나) 풍하중 횡변위 (H/450)

표 3.73 풍하중 횡변위

	STEEL	RC 플랫슬래브	슬림플로어
X방향	41.12 (cm)	18.5 (cm)	27.84 (cm)
	H/488	H/966	H/665
Y방향	41.8 (cm)	18.5 (cm)	28.35 (cm)
	H/480	H/966	H/653
허용 횡변위	44.58 (cm)	39.73 (cm)	41.17 (cm)

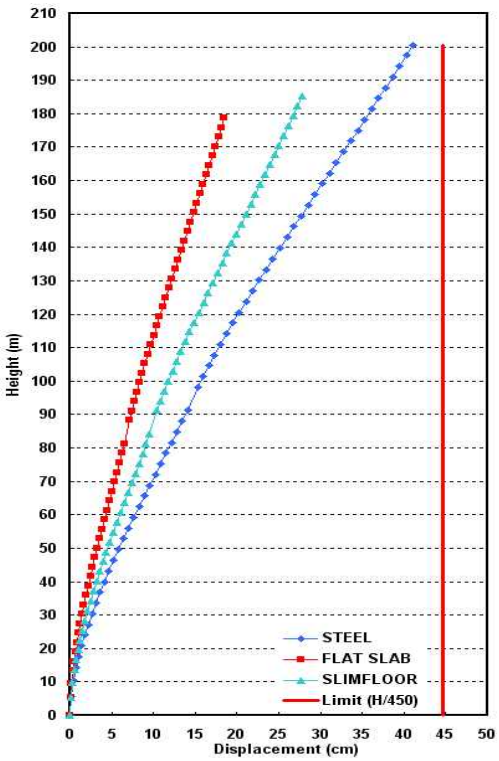


그림 3.194 풍하중 횡변위-X방향

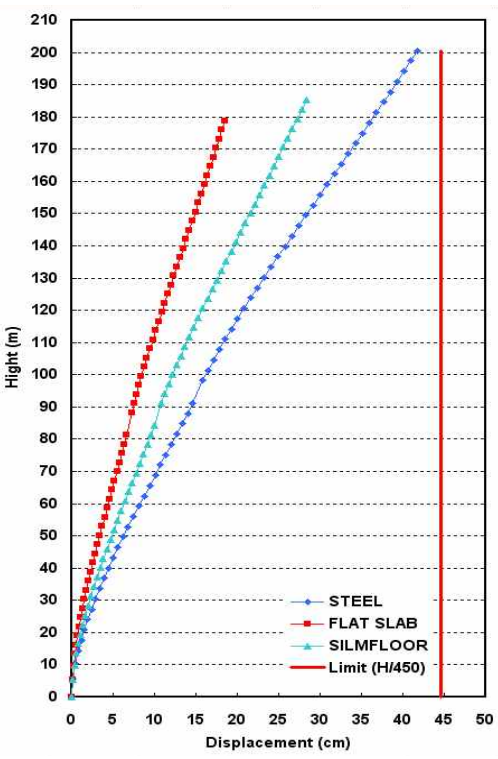


그림 3.195 풍하중 횡변위-Y방향

(다) 층간변위 (0.010h)

표 3.74 층간변위

	STEEL	RC 플랫슬래브	슬림플로어
X방향	0.51 (cm)	0.35 (cm)	0.40 (cm)
	0.0011h	0.0008h	0.0009h
Y방향	0.51 (cm)	0.34 (cm)	0.40 (cm)
	0.0011h	0.0008h	0.0009h

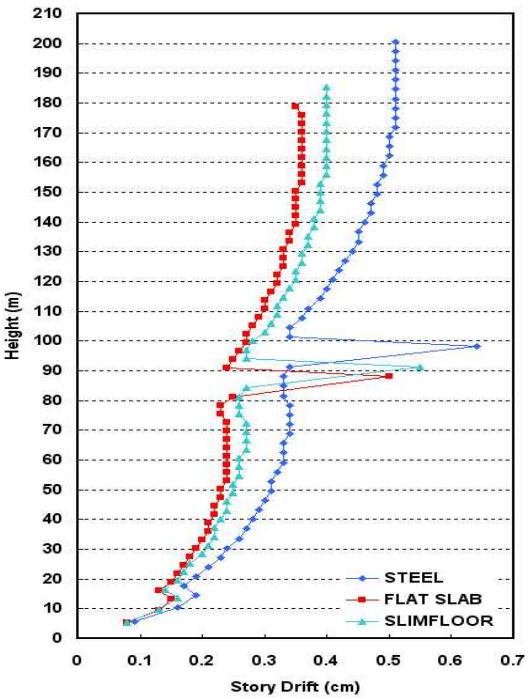


그림 3.196 층간변위-X방향

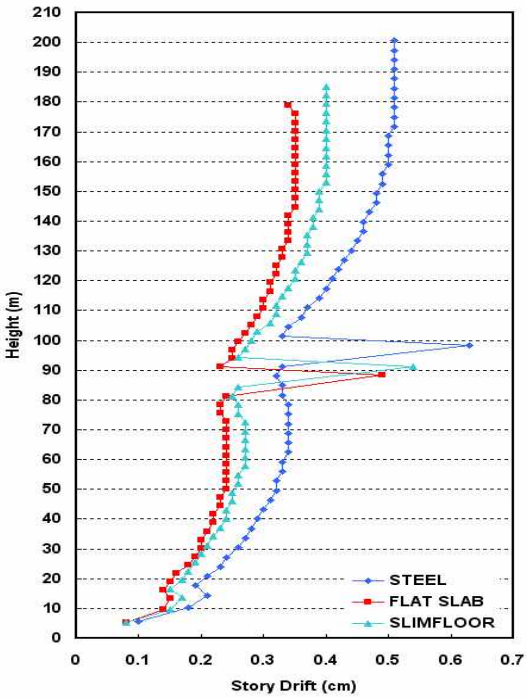


그림 3.197 층간변위-Y방향

(라) 밑면전단력

표 3.75 밑면 전단력

	STEEL	RC 플랫슬래브	슬림플로어
X방향	15,636 (kN)	19,735 (kN)	15,497 (kN)
Y방향	14,989 (kN)	19,249 (kN)	14,885 (kN)

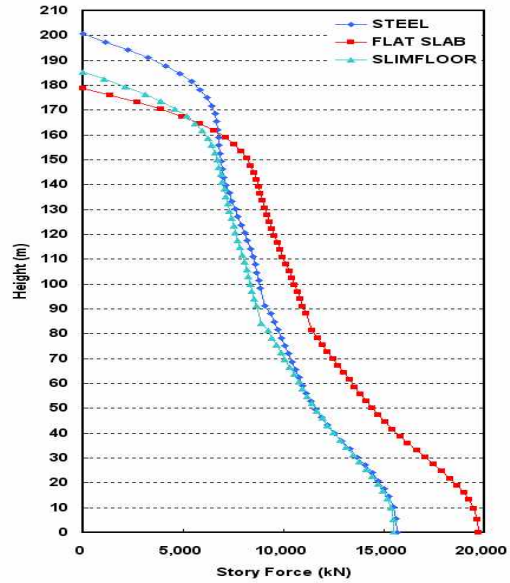


그림 3.198 밑면전단력-X방향

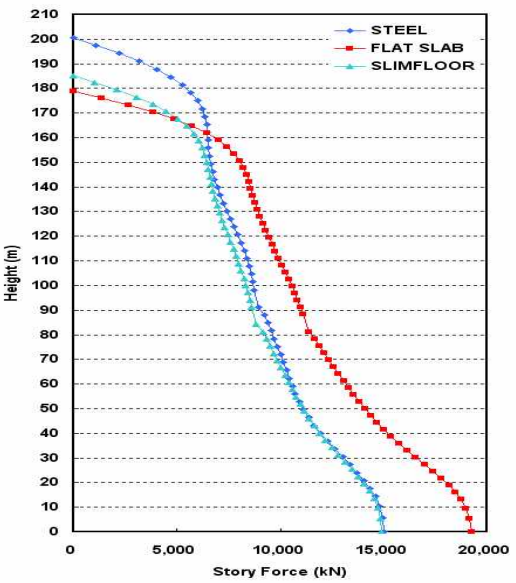


그림 3.199 밑면전단력-Y방향

(마) 전도 모멘트

표 3.76 전도 모멘트

	STEEL	RC 플랫슬래브	슬림플로어
X방향	150,729 (kN·m)	170,712 (kN·m)	139,217 (kN·m)
Y방향	145,983 (kN·m)	167,842 (kN·m)	135,082 (kN·m)

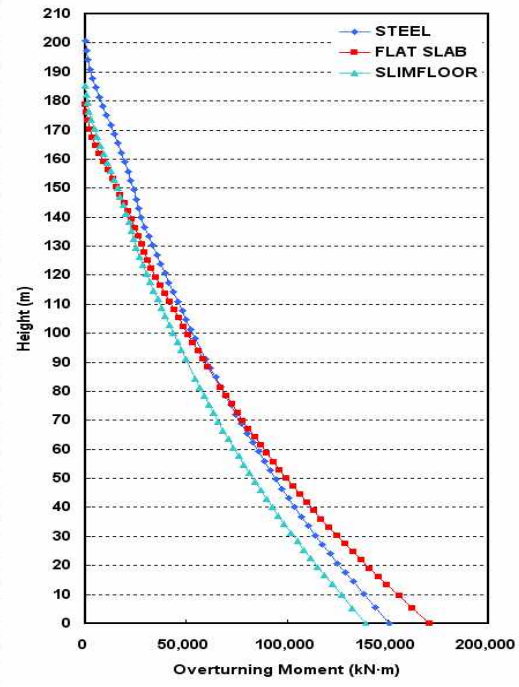


그림 3.200 전도모멘트-X방향

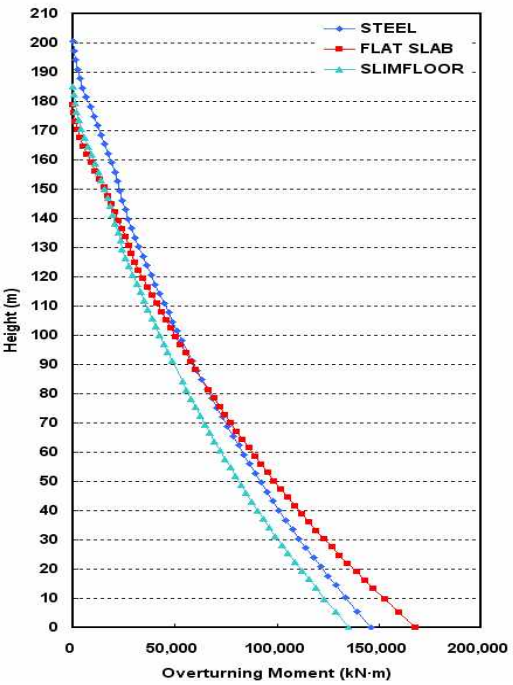


그림 3.201 전도모멘트-Y방향

라. 주요 부재 설계

(1) 23층 오피스 건물 (역삼동 D 벤처센터)

(가) ALT 1 : Steel 시스템

① G1

1. Design Conditions

Design Code : KBC-LSD05

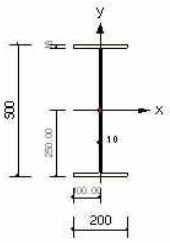
Material : SM490 (F_y = 324 MPa, E_s = 206000 MPa)

Section Size : H-500x200x10x16

Unbraced Lengths L_x = 8100, L_y = 8100, L_b = 2700 mm

Effective Length Fact. K_x = 1.00, K_y = 1.00

Modification Factor C_b = 1.00



2. Member Force and Moment

P_r = 0.00 kN

M_{rx} = 457.20, M_{ry} = 0.00 kN-m

V_{rx} = 174.22, V_{ry} = 0.00 kN

Unit : mm

A_g = 11420		r_T = 51.79	
I_x = 4.780E8		I_y = 2.140E7	
r_x = 205.00		r_y = 43.30	
Z_x = 2180000		Z_y = 335000	
A_{wc} = 4267		A_{wt} = 5000	

3. Check Axial Strength

-. l/r = 187.07 < 300.00 ---> O.K.

4. Check Flange & Web Thickness Ratios for Flexure

Check width-thickness ratio of flange

-. λ_p = $0.38\sqrt{E_s/F_y}$ = 9.59

-. λ_r = $0.83\sqrt{E_s/(F_y-69)}$ = 23.61

-. BTR = $b_f/2t_f$ = 6.25 < λ_p ⟶ Compact Section

Check depth-thickness ratio of web

-. λ_p = $3.76\sqrt{E_s/F_y}$ = 94.86

-. λ_r = $5.70\sqrt{E_s/F_y}$ = 143.81

-. DTR = H/t_w = 46.80 < λ_p ⟶ Compact Section

5. Check Flexural Strength about Major Axis

-. M_p = Min[F_y*Z_x, $1.5*F_y*S_x$] = 705.49 kN-m

F_o = Min[F_{yw}, $F_{yf}-69$] = 254.62 MPa

-. M_r = F_o*S_x = 486.32 kN-m

Check Web Local Buckling (WLB)

-. M_{n3} = M_p = 705.49 kN-m

Check Flange Local Buckling (FLB)

-. M_{n2} = M_p = 705.49 kN-m

Check Lateral-Torsional Buckling (LTB)

-. L_p = $1.76*r_y\sqrt{\frac{E_s}{F_{yf}}}$ = 1.92 m

-. L_r = $\frac{r_y X_1}{F_o}\sqrt{1+\sqrt{1+X_2 F_o^2}}$ = 5.23 m

-. L_b = 2.70 m < Lr = 5.23 m

-. M_n = $C_b\left[M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{L_b-L_p}{L_r-L_p}\right)\right]$ = 653.98 kN-m

-. M_{n1} = Min[M_n, M_p] = 653.98 kN-m

Compute flexural strength about major axis

-. M_{nx} = Min[M_{n1}, M_{n2}, M_{n3}] = 653.98 kN-m

-. ΦM_{nx} = $\Phi*M_{nx}$ = 588.58 kN-m

6. Check Interaction of Combined Strength

-. $P_r/\Phi P_n$ < 0.20

-. R_{com} = $\frac{P_r}{2\Phi P_n}+\left(\frac{M_{rx}}{\Phi M_{nx}}+\frac{M_{ry}}{\Phi M_{ny}}\right)$ = 0.777 < 1.000 ⟶ O.K.

7. Check Shear Strength

Calculate shear strength in local-x direction

-. V_n = $0.6*F_{yf}*A_{wx}$ = 828.47 kN

-. ΦV_{nx} = $\Phi*V_n$ = 745.62 kN

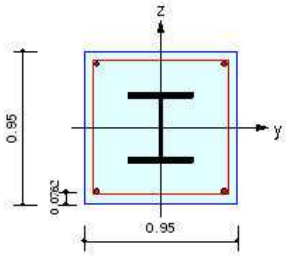
-. Applied shear force : V_{rx} = 174.22 kN

-. $V_{rx}/\Phi V_{nx}$ = 0.234 < 1.000 ---> O.K.

② C1

1. Design Condition

Design Code : AIK-SRC2K
Unit System : tonf, m
Element Number : 68
Material : SMA490 (No:3)
Section : 1C1 (No:8)
Member Length : 6.00000
Concrete filled option for Pipe/Tube = Not Applied



Concrete Section
Type = Rectangle (Fc = 2447.32)
Hc = 0.95000 Bc = 0.95000
Area (Ac) = 0.86643

Steel Section
Sect Name = 1C1, H 428x407x20/35 (Fy = 33000)
Depth = 0.42800 Web Thk = 0.02000
Top F Wid = 0.40700 Top F Thk = 0.03500
Bot.F Wid = 0.40700 Bot.F Thk = 0.03500
Area (As) = 0.03607

Main Rebar
4-2-D22 (Fyr = 40788.6)
Area (Ar) = 0.00155

2. Member Force

Axial Forces	Fxx = -1229.7	(LCB: 1, POS:I)
Bending Moments	My = 0.00000,	Mz = 0.00000
End Moments	Myi = 0.00000,	Myj = 5.61301 (for Lb)
	Myi = 0.00000,	Myj = 5.61301 (for Ly)
	Mzi = 0.00000,	Mzj = -1.2181 (for Lz)
Shear Forces	Fyy = 1.21955	(LCB: 11, POS:I)
	Fzz = -1.2799	(LCB: 10, POS:I)

3. Design Parameter

Moment Coefficients	Cmy = 0.85,	Cmz = 0.85	
Effective Length Factors	Ky = 1.00,	Kz = 1.00	
Unbraced Length	Ly = 6.00000,	Lz = 6.00000,	Lu = 6.00000

4. Modified Properties of Composite Section

Yield Stress	Fmy = Fy+0.7*Fyr*(Ar/As)+0.6*Fc*(Ac/As) = 69434.6
Modulus of Elasticity	Em = Es+0.2*Ec*(Ac/As) = 32253226
Radius of Gyration	Rmy = MAX[0.3*Hc, ry] = 0.28500, Rmz = MAX[0.3*Bc, rz] = 0.28500

5. Stress Checking Results

Axial Stresses
Slenderness Ratio : KL/r = 21.1 < 200.0 ..... O.K
fa/Fa = 34091.8/44079.3 = 0.773 < 1.000 ..... O.K

Shear Stresses
fvy/Fvy = 51.4/12701.7 = 0.004 < 1.000 ..... O.K
fvz/Fvz = 149.5/12701.7 = 0.012 < 1.000 ..... O.K

(나) ALT 2 : RC 보 거더 시스템

① G1

1. Geometry and Materials

Design Code : KCI-USD03 (Build.)

Material Data : f_{ck} = 27 MPa (β_1 = 0.850)

f_y = 400, f_{ys} = 400 MPa

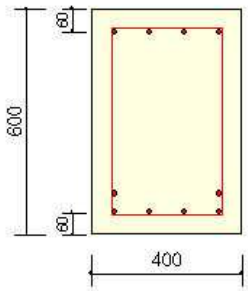
Section Dim. : 600 * 400 mm

Top Layer 1 : 4 - D25 (d_T = 60 mm)

Bot. Layer 1 : 4 - D25 (d_B = 60 mm)

Bot. Layer 2 : 2 - D25 (d_B = 111 mm)

Total Steel Area A_{st} = 5067 mm² (ρ_{st} = 0.0211)



2. Member Force and Moment

M_u = 490.90 kN-m V_u = 234.20 kN

T_u = 0.00 kN-m

3. Check Reinforcement Ratio and Crack Control

Minimum Tension Reinf. $A_{s,min}$ = 732 < 3040 mm² ..... O.K.

Maximum Tension Reinf. $A_{s,max}$ = 6616 > 3040 mm² ..... O.K.

$\omega = 1.08\beta_c f_s \sqrt[3]{d_c A} * 10^{-5}$ = 0.2654 mm < 0.3000 mm ..... O.K.

4. Check Torsional Moment Capacity

Strength Reduction Factor Φ = 0.850

$T_{neg} = \Phi(\sqrt{f_{ck}}/12)\frac{A_{cp}^2}{P_{cp}}$ = 10.6 kN-m > T_u (Torsional Reinf. Negligible)

5. Check Bending Moment Capacity

Strength Reduction Factor Φ = 0.900

Provided Reinforcement

Tension Reinf. = 3040, Comp. Reinf. = 2027, Skin Reinf. = 0 mm²

Neutral Axis Depth c = 100 mm

Balanced Axis Depth c_b = 324 mm

Design Moment Strength ΦM_n = 518.6 kN-m

Strength Ratio : Applied/Design = 0.947 < 1.000 ..... O.K.

6. Check Shear Capacity

Strength Reduction Factor Φ = 0.850

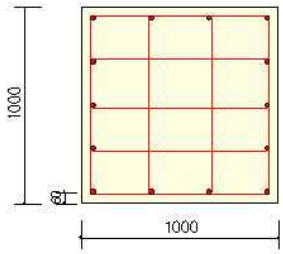
$\Phi V_c + \Phi V_s$ = 153.9 + 80.3 = 234.2 kN

Stirrup Spacing : 2 - D10 @ 260 mm

② C1

1. Geometry and Materials

Design Code : KCI-USD99 (Build.)
Stress Profile : Equivalent Stress Block
Material Data : f_{ck} = 357 kgf/cm² (β_1 = 0.796)
f_y = 4079, f_{ys} = 4079 kgf/cm²
Section Dim. : 100 * 100 cm
Effective Len. : KL_x = 400 cm
Steel Distribut. : 14 - 5 - D32 (d_c = 6.00 cm)
Total Steel Area A_{st} = 111.19 cm² (ρ_{st} = 0.0111)



2. Magnified Moment

KL_x/r_x = 400/30 = 13.32 < 34-12(M_1/M_2) = 22.00
δ_x = 1.000

KL_y/r_y = 400/30 = 13.32 < 34-12(M_1/M_2) = 22.00
δ_y = 1.000

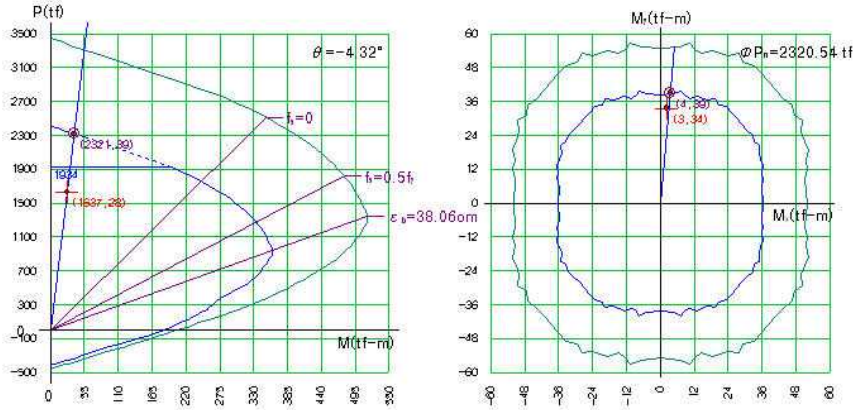
3. Member Force and Moment

P_u = 1637.09 tf
M_{ux} = 2.54, M_{uy} = 33.60 tf-m

4. Check Axial and Moment Capacity

Rotation Angle and Depth to the Neutral Axis θ = -4.32°, c = 126.44 cm
Strength Reduction Factor Φ = 0.7000
Maximum Axial Load $\Phi P_{n(max)}$ = 1933.93 tf
Design Axial Load Strength ΦP_n = 2320.54 tf
Design Moment Strength ΦM_{nx} = 3.60 tf-m
ΦM_{ny} = 39.16 tf-m

Strength Ratio : Applied/Design = 0.847 < 1.000 ..... O.K.



5. Check Shear Capacity

Strength Reduction Factor Φ = 0.850
Y-Y Direction
Design Force Vuy = 54.02 tf (Pu = 1637.09 tf)
Required Tie Spacing : 4 - D10 @ 450 mm
Provided Tie Spacing : 4 - D10 @ 450 mm
ΦV_{cy} + ΦV_{sy} = 172.99 + 20.66 = 193.65 tf > V_{uy} = 54.02 tf ..... O.K.

(다) ALT 3 : 슬림플로어 시스템

① G2

㉮ 부재 내력에 의한 소성 휨모멘트

표 3.77 부재 내력에 의한 소성 휨모멘트

부 재	PNA	M_p
SB 336X240/350X18X30	259.67 (mm)	**93.95 (tonf·m)**

㉯ 하중에 의한 소성 휨모멘트

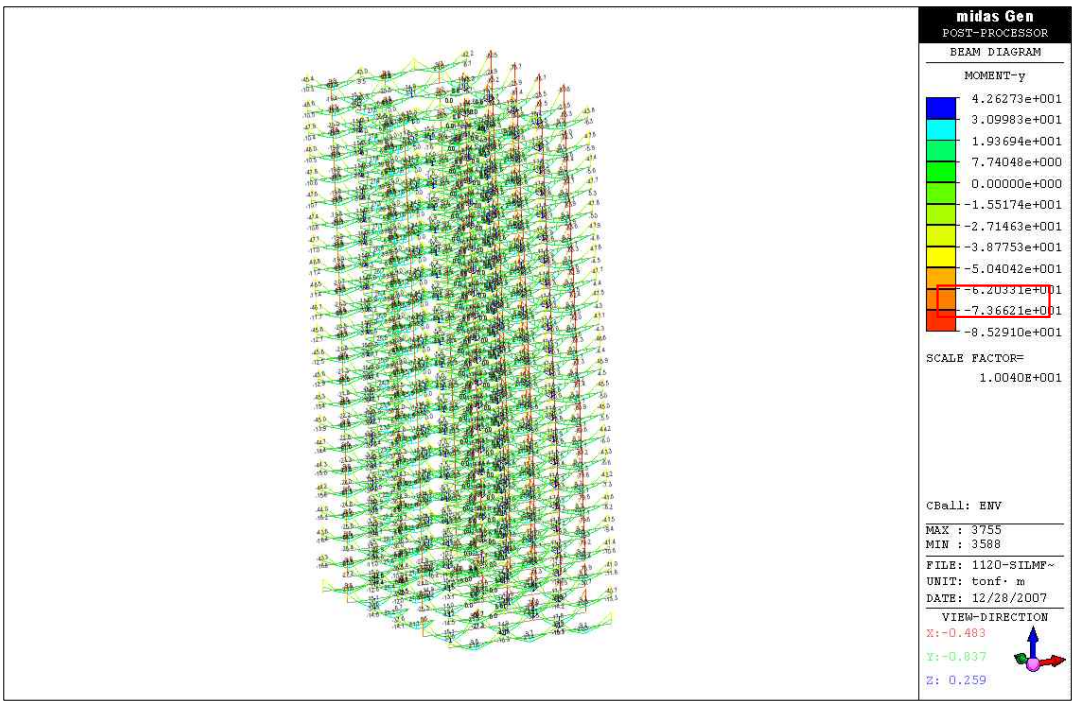
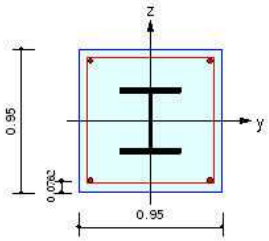


그림 3.202 소성 휨모멘트

② C1

1. Design Condition

Design Code : AIK-SRC2K
Unit System : tonf, m
Element Number : 374
Material : SM490 (No:3)
Section : 1C1 (No:8)
Member Length : 4.33600
Concrete filled option for Pipe/Tube = Not Applied



Concrete Section
Type = Rectangle (Fc = 2447.32)
Hc = 0.95000 Bc = 0.95000
Area (Ac) = 0.86643

Steel Section
Sect Name = 1C1, H 428x407x20/35 (Fy = 33000)
Depth = 0.42800 Web Thk = 0.02000
Top F Wid = 0.40700 Top F Thk = 0.03500
Bot.F Wid = 0.40700 Bot.F Thk = 0.03500
Area (As) = 0.03607

Main Rebar
4-2-D22 (Fyr = 40788.6)
Area (Ar) = 0.00155

2. Member Force

Axial Forces	Fxx = -1130.4	(LCB: 1, POS:I)
Bending Moments	My = -42.071,	Mz = -3.9736
End Moments	Myi = -42.071,	Myj = 33.9891 (for Lb)
	Myi = -42.071,	Myj = 33.9891 (for Ly)
	Mzi = -3.9736,	Mzj = 2.91220 (for Lz)
Shear Forces	Fyy = -2.0122	(LCB: 11, POS:I)
	Fzz = -17.541	(LCB: 1, POS:I)

3. Design Parameter

Moment Coefficients	Cmy = 0.85,	Cmz = 0.85	
Effective Length Factors	Ky = 1.00,	Kz = 1.00	
Unbraced Length	Ly = 4.33600,	Lz = 4.33600,	Lu = 4.33600

4. Modified Properties of Composite Section

Yield Stress Fmy = Fy+0.7*Fyr*(Ar/As)+0.6*Fc*(Ac/As) = 69434.6
Modulus of Elasticity Em = Es+0.2*Ec*(Ac/As) = 32253226
Radius of Gyration Rmy = MAX[0.3*Hc, ry] = 0.28500, Rmz = MAX[0.3*Bc, rz] = 0.28500

5. Stress Checking Results

Axial Stresses
fa/Fa = 31339.5/45121.3 = 0.695 < 1.000 ..... O.K

Bending Stresses
Major Axis
fby/Fby = 4417.4/22000.0 = 0.201 < 1.000 ..... O.K
Minor Axis
fbz/Fbz = 673.6/22000.0 = 0.031 < 1.000 ..... O.K

Combined Stresses (Compression+Bending)
Rcom = (fa/Fa)² + [Cmy/(1-fa/F'ey)]*fby/Fby + [Cmy/(1-fa/F'ey)]*fbz/Fbz
Rcom = 0.714 < 1.000 ..... O.K

Shear Stresses
fvy/Fvy = 84.8/12701.7 = 0.007 < 1.000 ..... O.K
fvz/Fvz = 2049.2/12701.7 = 0.161 < 1.000 ..... O.K

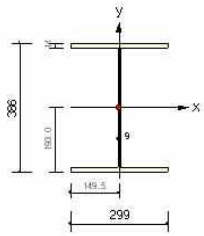
(2) 60층 주상복합 (센텀시티 C 주상복합)

(가) ALT 1 : Steel 시스템

① G1

1. Design Conditions

Design Code : KBC-LSD05
Material : SM490TMC (F_y = 324 MPa, E_s = 206000 MPa)
Section Size : H-386x299x9x14
Unbraced Lengths L_x = 8900, L_y = 8900, L_b = 2970 mm
Effective Length Fact. K_x = 1.00, K_y = 1.00
Modification Factor C_b = 1.00



2. Member Force and Moment

P_u = 0.00 kN
M_{ux} = 400.55, M_{uy} = 0.00 kN-m
V_{ux} = 0.00, V_{uy} = 0.00 kN

Unit : mm

A_g =	12010	r_T =	81.26
I_x =	3.370E8	I_y =	6.240E7
r_x =	167.00	r_y =	78.10
Z_x =	1845561	Z_y =	633057
A_w =	5581	A_{wy} =	3474

3. Check Axial Strength

-, l/r = 113.96 < 300.00 ---> O.K.

4. Check Flange & Web Thickness Ratios for Flexure

Check width-thickness ratio of flange
-, λ_p = $0.38\sqrt{E_s/F_y}$ = 9.59
-, λ_r = $0.83\sqrt{E_s/(F_y-69)}$ = 23.61
-, BTR = $b_f/2t_f$ = 10.68 < λ_r ⟶ Non-Compact Section
Check depth-thickness ratio of web
-, λ_p = $3.76\sqrt{E_s/F_y}$ = 94.86
-, λ_r = $5.70\sqrt{E_s/F_y}$ = 143.81
-, DTR = H/t_w = 39.78 < λ_p ⟶ Compact Section

5. Check Flexural Strength about Major Axis

-, M_p = Min[F_y*Z_x, 1.5*F_y*S_x] = 597.26 kN-m
F_o = Min[F_{yw}, F_{yf}-69] = 254.62 MPa
-, M_r = F_o*S_x = 443.04 kN-m
Check Web Local Buckling (WLB)
-, M_{n3} = M_p = 597.26 kN-m
Check Flange Local Buckling (FLB)
-, M_n = $M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{BTR-\lambda_p}{\lambda_r-\lambda_p}\right)$ = 585.26 kN-m
-, M_{n2} = Min[M_n, M_p] = 585.26 kN-m
Check Lateral-Torsional Buckling (LTB)
-, L_p = $1.76*r_y\sqrt{\frac{E_s}{F_{yr}}}$ = 3.47 m
-, L_r = $\frac{r_y X_1}{F_o}\sqrt{1+\sqrt{1+X_2 F_o^2}}$ = 9.19 m
-, L_b = 2.97 m < L_p = 3.47 m
-, M_{n1} = M_p = 597.26 kN-m
Compute flexural strength about major axis
-, M_{nx} = Min[M_{n1}, M_{n2}, M_{n3}] = 585.26 kN-m
-, ΦM_{nx} = $\Phi*M_{nx}$ = 526.73 kN-m

6. Check Interaction of Combined Strength

-, $P_u/\Phi P_n$ < 0.20
-, R_{com} = $\frac{P_u}{2\Phi P_n}+\left(\frac{M_{ux}}{\Phi M_{nx}}+\frac{M_{uy}}{\Phi M_{ny}}\right)$ = 0.760 < 1.000 ⟶ O.K.

② C1

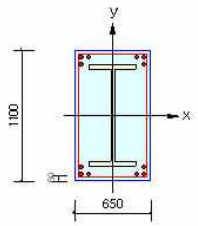
1. Design Conditions

Concrete Section
- Strength : F_c = 408 kgf/cm²
- Dimension : H_c = 110, B_c = 65 cm

Steel Section
- Material : SM570 (F_y = 4100 kgf/cm²)
- Section Dim. : bH-850x400x41x41

Rebar
- No-Row-Dia : 12-4-D25
- Strength : F_{yr} = 4079 kgf/cm²

Design Parameter
- Design Code : AIK-SRC2K
- Unbraced Lengths L_x = 560, L_y = 560
- Effective Length Fact. K_x = 1.00, K_y = 1.00
- Bending Coefficients C_{mx} = 0.85, C_{my} = 0.85
- Concrete filled option for Pipe/Tube = Not Applied



Steel Section Properties				Unit : cm
I_x	= 691904	I_y	= 44174	
i_x	= 32.806	i_y	= 8.289	
S_x	=16280.09	S_y	= 2208.72	
A_s	= 218.67	A_{sy}	= 348.50	

2. Member Force and Moment

P_a = 2338.92 tf

M_x = 0.00, M_y = 0.00 tf-m

V_x = 4.56, V_y = 0.78 tf

3. Check Axial Stress.

( ). Check Slenderness Ratio of Axial Compression Member
- $Kl/r = Max[L_x*K_x/r_{mx}, L_y*K_y/r_{my}]$ = 28.7 < 200.0 ⟶ O.K.

( ). Calculate Axial Compressive Stress of Member
- $f_a = P_a/A_s$ = 3.64 tf/cm²

( ). Check Interaction Ratio of Axial Stress
- f_a/F_a = 3.64/4.09 = 0.890 < 1.000 ⟶ O.K.

4. Check Shear Stresses

( ). Check Interaction Ratio of Shear Stress
- f_{vx}/F_{vx} = 0.02/1.58 = 0.013 < 1.000 ⟶ O.K.

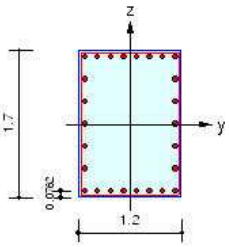
( ). Check Interaction Ratio of Shear Stress
- f_{vy}/F_{vy} = 0.00/1.58 = 0.001 < 1.000 ⟶ O.K.

(나) ALT 2 : RC 플랫슬래브 시스템

① C1

1. Design Condition

Design Code	: KCI-USD03
Unit System	: tonf, m
Member Number	: 5244 (PM), 5242 (Shear)
Material Data	: fck = 5098.58, fy = 40788.6, fys = 40788.6 tonf/m²
Column Height	: 5.23 m
Section Property	: 1C1 (No : 201)
Rebar Pattern	: 26 - 7 - D32
	Total Rebar Area Ast = 0.0206492 m² (pst = 0.010)



2. Applied Loads

Load Combination : 17 AT (I) Point

Pu = 4805.62 tonf

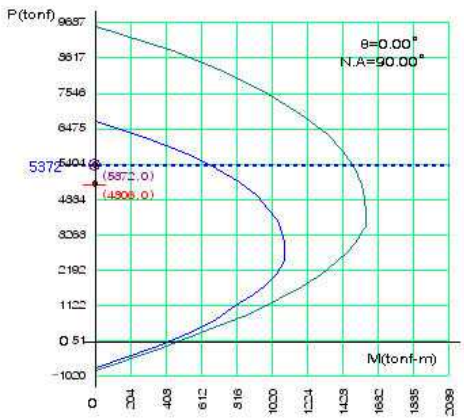
Mcy = 0.00000, Mcz = 0.00000 tonf-m

Mc = SQRT(Mcy²+Mcz²) = 0.00000 tonf-m

3. Axial Forces and Moments Capacity Check

Concentric Max. Axial Load	φPn-max	= 5372.47 tonf	
Axial Load Ratio	Pu/φPn	= 4805.62 / 5372.47	= 0.894 < 1.000 ..... O.K
Moment Ratio	Mc/φMn	= 0.00000 / 0.00000	= 0.000 < 1.000 ..... O.K
	Mcy/φMny	= 0.00000 / 0.00000	= 0.000 < 1.000 ..... O.K
	Mcz/φMnz	= 0.00000 / 0.00000	= 0.000 < 1.000 ..... O.K

4. P-M Interaction Diagram



φPn(tonf)	φMn(tonf-m)
6715.59	0.00
5726.47	528.09
4852.63	832.40
4059.43	1001.30
3360.56	1074.91
2792.38	1092.74
2465.24	1090.08
2274.04	1068.81
1921.22	1014.48
1464.85	910.98
953.97	764.31
352.09	567.46
-758.03	0.00

5. Shear Force Capacity Check

Applied Shear Strength	Vu	= 33.9213 tonf (Load Combination : 25)
Design Shear Strength	φVc+φVs	= 263.142 + 17.8476 = 280.990 tonf (2-D10 @450)
Shear Ratio	Vu /φVn	= 0.121 < 1.000 ..... O.K

(다) ALT 3 : 슬림플로어 시스템

① G2 : 하중에 의한 소성 휨모멘트

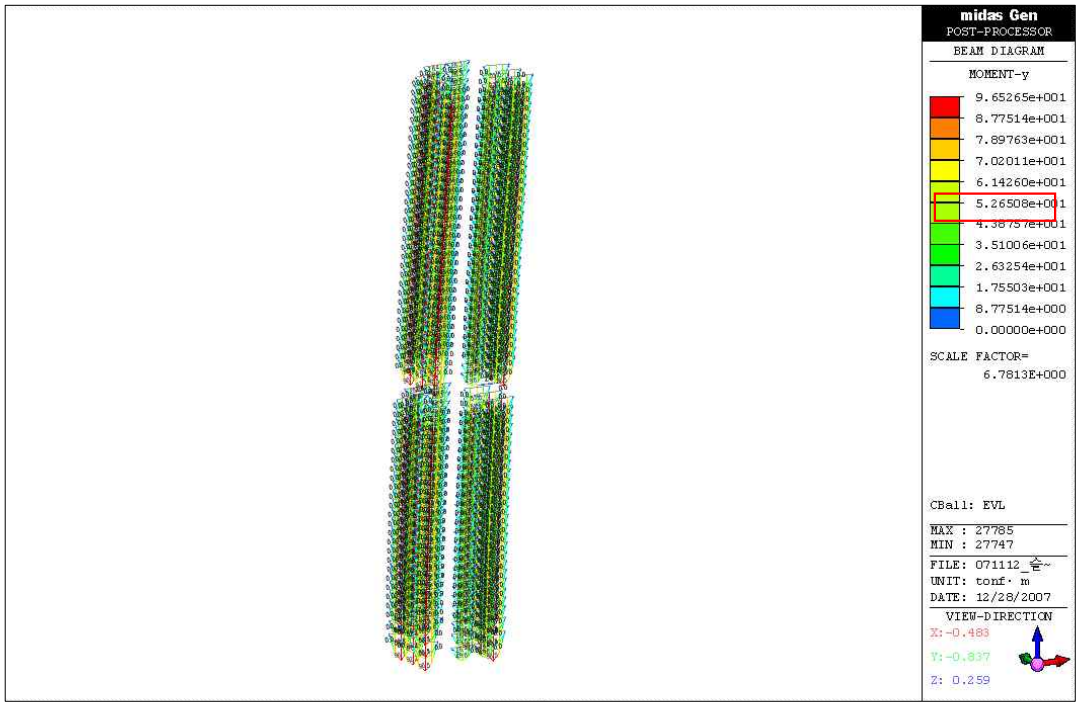


그림 3.203 G2 : 하중에 의한 소성 휨모멘트

② C1

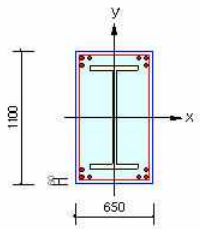
1. Design Conditions

Concrete Section
- Strength : F_c = 510 kgf/cm²
- Dimension : H_c = 110, B_c = 65 cm

Steel Section
- Material : SM570 (F_y = 4100 kgf/cm²)
- Section Dim. : bH-850x400x41x41

Rebar
- No-Row-Dia : 12-4-D25
- Strength : F_{yr} = 4079 kgf/cm²

Design Parameter
- Design Code : AIK-SRC2K
- Unbraced Lengths L_x = 534, L_y = 534
- Effective Length Fact. K_x = 1.00, K_y = 1.00
- Bending Coefficients C_{mx} = 0.85, C_{my} = 0.85
- Concrete filled option for Pipe/Tube = Not Applied



Steel Section Properties			Unit : cm
I_x = 691904		I_y = 44174	
i_x = 32.806		i_y = 8.289	
S_x =16280.09		S_y = 2208.72	
A_w = 218.67		A_{wy} = 348.50	

2. Member Force and Moment

P_a = 2325.56 tf

M_x = 0.00, M_y = 0.00 tf-m

V_x = 3.22, V_y = 0.71 tf

3. Check Axial Stress.

( ). Check Slenderness Ratio of Axial Compression Member

-. $Kl/r = Max[L_x*K_x/r_{mx}, L_y*K_y/r_{my}]$ = 27.4 < 200.0 ⟶ O.K.

( ). Calculate Axial Compressive Stress of Member

-. $f_a = P_a/A_s$ = 3.62 tf/cm²

( ). Check Interaction Ratio of Axial Stress

-. f_a/F_a = 3.62/4.47 = 0.809 < 1.000 ⟶ O.K.

4. Check Shear Stresses

( ). Check Interaction Ratio of Shear Stress

-. f_{vx}/F_{vx} = 0.01/1.58 = 0.009 < 1.000 ⟶ O.K.

( ). Check Interaction Ratio of Shear Stress

-. f_{vy}/F_{vy}= 0.00/1.58 = 0.001 < 1.000 ⟶ O.K.

3. 최적 내화설계피복 기술 개발

가. 고온물성 분석기반 최적 내화피복 성능 설계기술 도출

(1) 목적

내화피복을 보다 정확히 이해하고 실물화재 시험에서의 거동을 분석 예측하여 성능기반설계를 진행하기 위해서는 피복의 열물성에 대해 깊이 있는 이해가 필요하다. 본 연구에서 내화피복의 열물성을 평가하여 화재시험 및 simulation에 적용할 수 있게 하기 위해 필요한 변수인 밀도, 열확산계수, 비열, 열전도도와 같은 열정수를 구하였다. 실험적 한계로 인해 아직 평가기법이 정립되어 있지 않은 내화도료에 대한 열전도도를 직접적인 방법으로 구하고 이를 이론적으로 해석하여 내화피복의 내화특성을 예측할 수 있는 기법을 제시하여 향후 내화피복 제품설계는 물론 구조물 설계에 직접적으로 활용되도록 하였다.

내화설계에 가장 중요한 피복의 열전도도는 단면적이 A, 길이가 ΔL인 물체에 있어서 이를 통과하는 열량으로 표현될 수 있다. 이는 아래 그림 3.204로 표현이 가능하다. 아래 그림에서의 ΔT는 통과하는 열량에 따른 온도차를 나타내며, 식 (1)과 같이 표현된다.

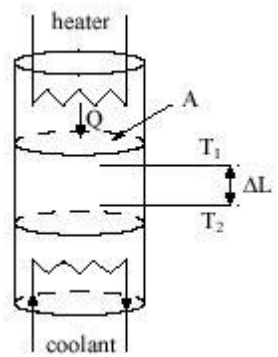


그림 3.204 열전도도의 개요

$$K = \frac{Q/A}{\Delta T/L} \qquad (1)$$

열전도도를 측정하는 일반적인 방법은 아래와 같다.

a. Comparative Cut Bar Test[1] : 시편을 reference sample 사이에 두고 이 모두를 온도구배가 있는 상황에 놓은 뒤 온도구배를 유지하기 위한 전기적 에너지양을 측정하는 방법으로 열전도도를 측정한다.

b. Guarded Hot Plate Method[2] : 시편 단면을 단열시킨 상태에서 steady-state를 유지하면서 양 표면간 온도구배를 유지하기 위한 전기적 에너지의 출입을 측정하는 방법으로 측정 시편의 크기가 커야 하는 단점을 가진다.

c. Hot Wire Method[3] : 균일한 온도를 가지는 furnace 내부에서 시편 내부에

고정된 발열체에 전류를 흘려보내 발생시킨 열이 시편의 표면에 도달할 때까지 균일한 속도로 전파됨을 이용하는 방법으로 내화벽돌과 같은 고온의 재료에 주로 적용되는 방법이다.

d. Laser Flash Analysis(LFA) [4] : 레이저 또는 제논 광원을 이용하여 시료의 한쪽 면을 순간적으로 가열하고 이 열이 전파되는데 필요한 시간을 측정하여 열확산계수를 구하는 방법으로 Parker[5]에 의하여 입증된 공식에 의하면 열확산계수 는 다음과 같다.

$$= \frac{1.38d^2/}{t_{1/2}/} \qquad \text{식 (2)}$$

여기서 d는 샘플의 두께이고 t1/2는 시편의 이면이 최고온도의 절반값에 도달하는 시간이다. LFA에 대한 개략도와 측정되는 data의 형태는 그림 3.205에 나타내었다.

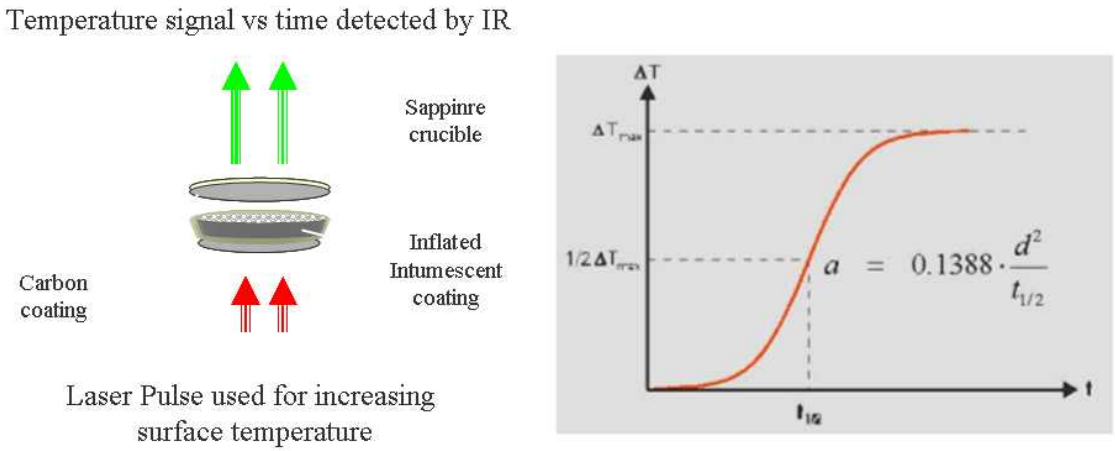


그림 3.205 LFA의 측정 계략도 및 data 형태

이와 더불어 비열(specific heat capacity), 밀도를 측정하여 다음과 같은 방법으로 열전도도를 계산할 수 있다.

$$\S = -Cp \qquad (3)$$

이때 λ : 열전도도 ($Wm^{-1}\ K^{-1}$)

α : 열확산계수 (m^2s^{-1})

C_p : 비열 ($J\ kg^{-1}\ K^{-1}$)

위에 4가지 방법 중 a, b, c는 직접 열전도도를 구할 수 있지만, 시편의 크기가 크고, 상하의 면이 평행하면서 편평해야 하며, 시편 표면이 열원 또는 측정 센서와 완전히 밀착되도록 충분한 압력을 가해줄 수 있어야 하면서 전체 시료가 균일해야 한다. 하지만 발포상태에서의 내화피복은 시편의 높이가 비교적 낮고, 작은 힘에도 쉽게 부서지는 특징을 가지기 때문에 a, b, c 방법을 통해 직접적인 열전도도를 측정하기는 매우 어려운 상황이다. 따라서 본 연구에서는 우선 LFA 방법을 적용할 수 있는 측정기술을 확보하였으며, 더불어 내부 pore에 대한 측정과 이론적 분석을 병행하여 다공성 재료의 단열성능에 관련되는 원리를 파악하였다.

(2) 방법

- TGA-MS 및 DSC 분석

PA2101 Byk Gardner film applicator를 사용하여 시료를 얇은 film으로 만들어 건조시킨다. 상온에서 약 2주 이상 추가적인 질량변화가 없을 때까지 건조를 진행한 뒤 건조된 시편을 borer를 사용하여 지름 3mm 가량의 disk로 제작한다. 연마지를 이용하여 시편의 질량이 10-30mg이 되도록 편평하게 갈아내어 준비한다. TGA-MS는 Netzch사의 STA 409PC, QMS 403 STA-MS를 이용하여 아르곤 분위기를 유지하며 상온에서 10℃/min의 속도로 1400℃까지 승온하면서 질량변화와 이때 나오는 gas의 성분을 분석하였다. DSC의 경우 Netzch사의 DSC 404를 이용하여 질소 분위기를 유지하면서 상온에서 1400℃까지 10℃/min의 속도로 승온하면서 발열량을 측정하였다.

- 열물성 측정 시편 제작

면적 70*70mm^2, 두께 5mm 강판의 표면을 아세톤으로 세척하고 건조시켜 스테인리스 스틸 혹은 아크릴로 제작된 형틀에 넣은 뒤 제조된 시료를 기공이 생기지 않도록 주의하면서 채운다. 필요한 두께에 따라 위의 작업을 반복하고, 4주 이상 상온에서 건조시킨다. 필요에 따라 강판의 반대쪽 면을 추가로 도포하고 건조를 반복하면서 무게변화와 두께를 측정한다.

충분히 건조된 시편을 내부 부피가 200*300*200mm^3 인 전기로에 넣고 각 온도별 열처리를 진행한다. 이때 승온속도는 10℃/min이 되도록 조절하고 20L/min 의 속도로 air를 흘려 대기 분위기를 유지한다. 등온 열처리가 끝나면 가열을 중지하고 100L/min의 air를 흘려 전기로 내부를 빠르게 냉각시킨다. 열처리를 마친 시편에서 강판을 떼어내고 시편의 옆면을 잘라 제거한 뒤 이를 Struers사의 $accutom^{-5}$ 고속 절단기를 이용하여 표면에서부터 4mm의 간격으로 cutting한다. 이렇게 구성한 각각의 시편을 약 10*10mm^2 의 정사각형으로 자르고 질량과 두께, 면적을 측정한다.

- 비열 측정

앞서 제작한 시편을 agate-mortar에 넣고 분쇄하여 고운 분말로 만들고 Netzch사의 DSC 404을 이용하여 비열측정 방법[6]에 의해 blank pan, standard sapphire, powder sample의 순서로 원하는 온도에서의 흡열량을 측정하고 비열을 계산한다. 모든 경우에 분위기 gas는 질소를 사용하였고, 승온속도는 10℃/min이 되도록 하였다.

- LFA를 이용한 열확산계수 측정

제작된 10*10*4mm^3 크기의 각 열처리 시편에 graphite spray를 coating하고 이를 건조한 뒤 Netzch사의 LFA 457을 이용하여 질소분위기에서 해당 온도로 승온시킨 후 온도가 안정되기를 기다린다. 그리고 레이져를 조사하여 반대쪽 면에서의 시간에 따른 온도변화와 시간을 측정하여 식 (2)에 의해 열확산계수를 측정한다. 각 시편의 크기와 질량으로부터 구한 겉보기 밀도와 비열, 열확산계수를 이용하여 열전도도를 계산한다.

- porosity 측정

겉보기 밀도를 알고 있는 위의 시편을 powder형태로 만들고 메스플라스크에 넣어서 용매를 채워 질량변화를 측정하는 방법으로 순밀도(true density)를 측정하고 이로부터 porosity를 계산한다. 이때 시료가 물과 접촉하여 발생할 수 있는 부반응을 제외하기 위해 증기압이 낮은 propylene carbonate solvent를 사용한다.

(3) 결과

- TGA-MS 및 DSC 결과

제작된 시편의 기본 열물성인 TGA-MS는 그림 3.206에 나타내었다. 붉은색의 무게 변화는 약 100~200℃에서 급격히 감소하다가 700℃ 까지는 상당히 줄어들고 그 이후에는 거의 변화가 없는 양상을 보인다. 그리고 이때 방출되는 gas의 MS분석을 살펴보면 대부분 하늘색 점선으로 표시되는 H2O와 파란색 점선으로 표시되는 OH- 임을 알 수 있다. 이온도 영역에서 수분이 증발하면서 상당량의 무게감소가 발생함을 볼 수 있다. 또한 그림 3.207의 붉은색 점선이 표시하는 DSC결과에서도 동일 온도 영역대에서 흡열 peak을 보이므로 두 결과를 종합할 때 발생하는 대부분의 gas는 수증기이며 유해한 기체는 거의 발생하지 않음을 알 수 있다.

그림 3.207의 DSC graph의 1070.2℃에서 흡열 peak을 볼 수 있는데 이는 질량변화가 없으므로 일부 무기계 재료의 melting 현상으로 볼 수 있다.

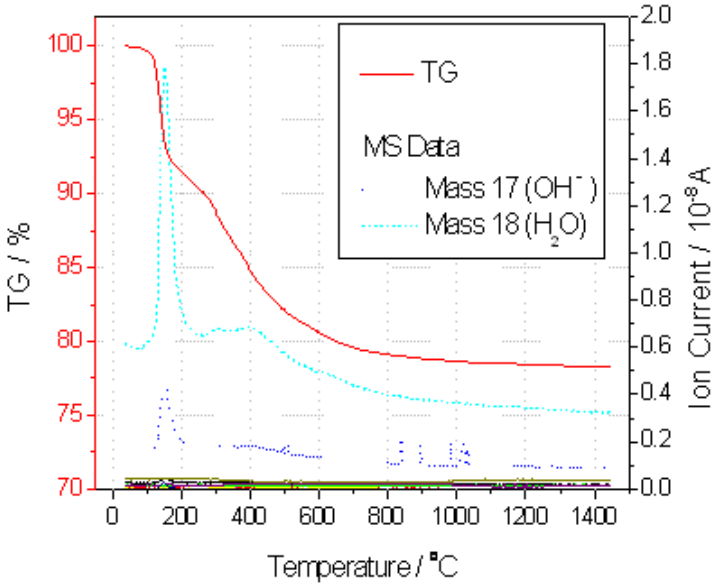


그림 3.206 시료의 TGA-MS 결과

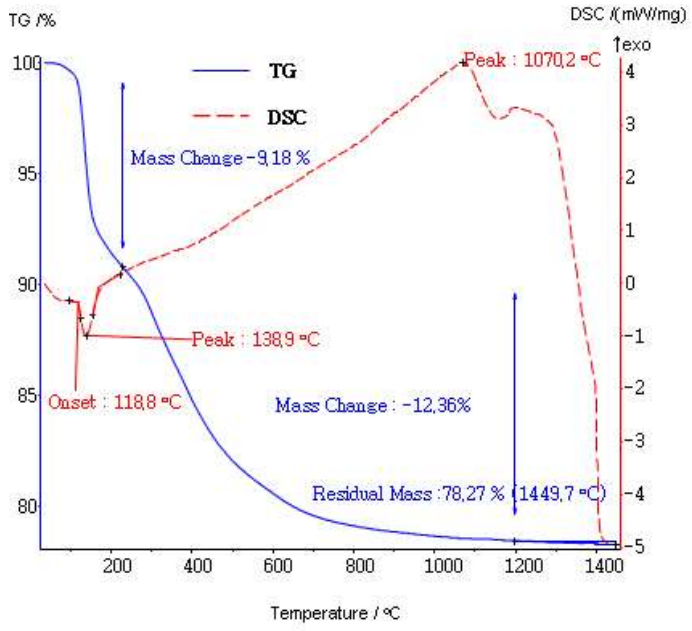


그림 3.207 시료의 DSC-TG 결과

- 열처리 시간 결정 및 시편 제작

제작된 시편의 열처리를 위한 등온 시간 조건을 확립하기 위해 강판에 열전대를 용접하고 양면과 옆면을 모두 내화피복으로 도포한 상태에서 열처리 실험을 진행하였다. 그림 3.208, 3.209, 3.210는 각각 300, 600, 900℃에서 측정한 furnace 내부온도, 피복이 적용되지 않은 reference 강판, 피복이 적용된 강판의 온도를 보여주고 있다. 3회의 시험 모두 furnace 내부 온도가 최고점에 도달 한 뒤 약 10여분 뒤 reference 강판의 온도도 설정온도에 도달하지만 피복이 적용된 강판의 온도는 약 60여분 가량 이후에 설정온도에 도달함을 볼 수 있다.

열전도도를 구하는 시편은 높이별로 slicing을 하여 제작하는데, 위치에 따른 열적 이력을 동등한 수준으로 맞추어 주기 위해 모든 시편에 대한 등온 열처리 시간은 90분으로 결정하여 진행하였다.

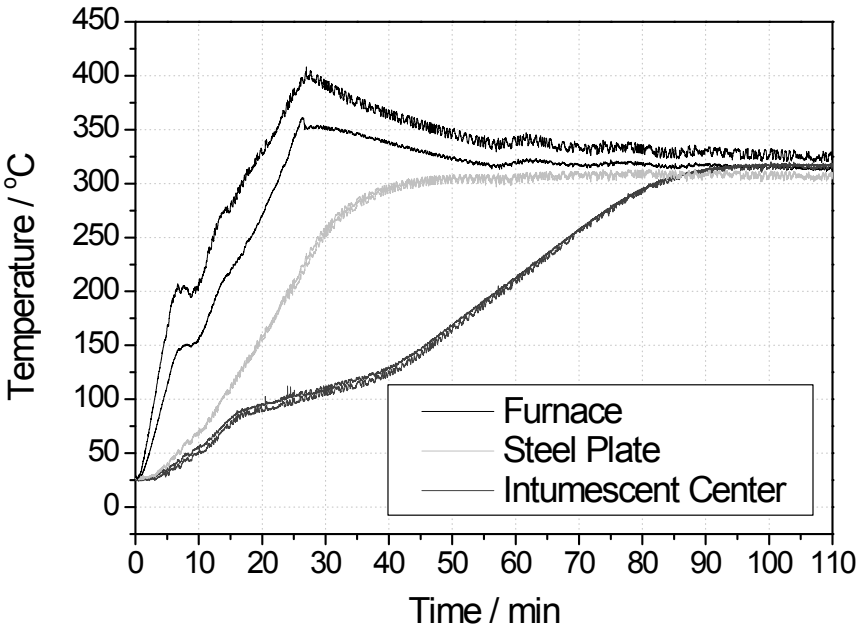


그림 3.208 300℃ 가열시 시험편 내부의 온도변화

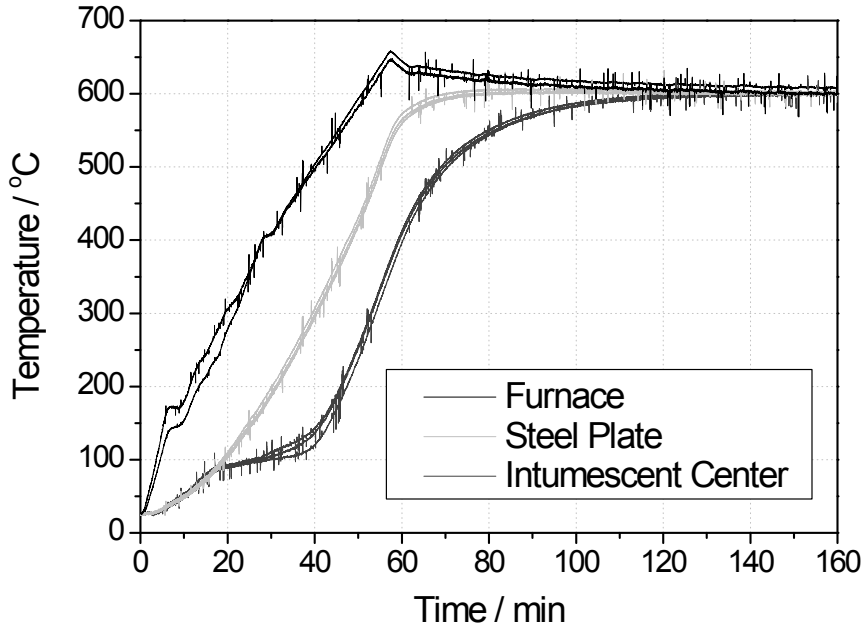


그림 3.209 600℃ 가열시 시험편 내부의 온도변화

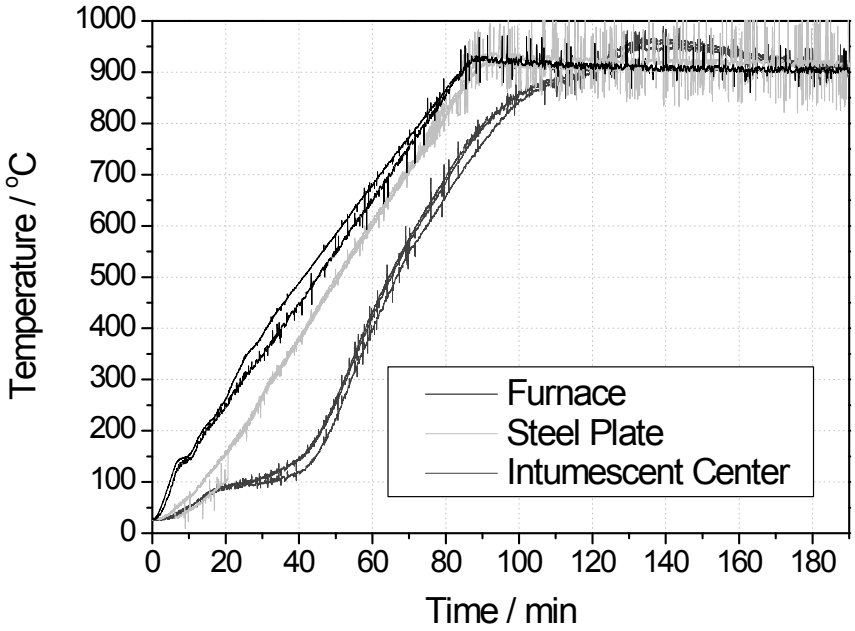


그림 3.210 900℃ 가열시 시험편 내부의 온도변화

시편의 형태를 알기 위해 무기계 재료의 모습과, 건조시편의 표면을 SEM으로 관찰하여 그림 3.211 나타내었다. 무기계 재료는 직경이 10um 이하의 고운 powder 형태를 가지고 있으며 건조시편의 표면은 무기물이 binder에 의해 잘 혼합되어 있는 형태를 볼 수 있다.

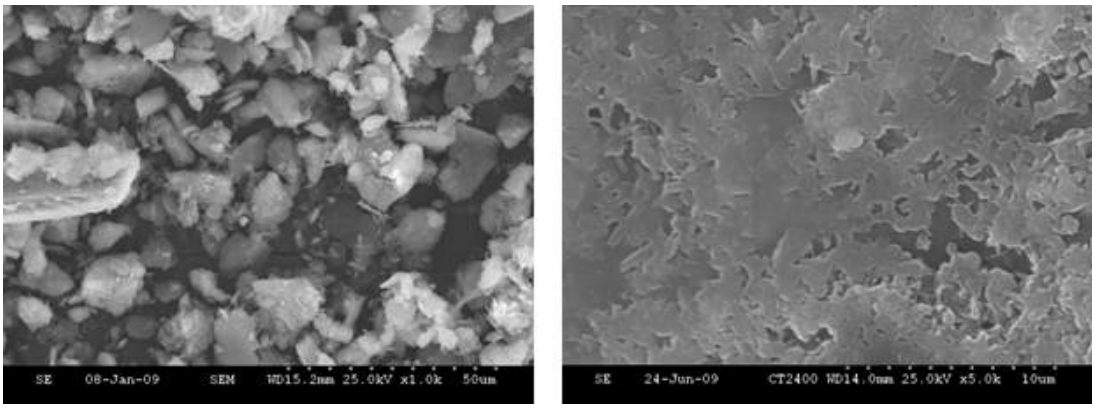


그림 3.211 무기계 재료의 모습(왼쪽)과 건조시편의 표면(오른쪽)의 SEM image

각각의 시편을 100~1100℃ 까지 100℃ 단위로 열처리 하였다. 팽창된 시편의 형태는 표면과 내부가 상이했는데 이중 300, 900, 1000, 1100℃에서 열처리된 시편들의 표면과 내부 SEM image를 그림 3.212에 나타내었다.

팽창이 시작되면 표면층은 유지되면서 내부에 큰 pore가 생기게 된다. 이때 일부 gas가 표면으로 빠져나가기 때문에 300℃ 표면 사진에서처럼 수um 직경의 hole이 생김을 볼 수 있다. 이러한 형태는 900℃까지 큰 변화 없이 유지된다. 이때 측정되는 시료의 높이도 거의 변화를 보이지 않았다. 그리고 약 1000℃에서는 시료의 높이가 절반으로 줄어드는 것을 확인하였다. SEM 사진의 표면이 울퉁불퉁해지고 표면의 hole과 내부의 pore도 수축함을 볼 수 있는데, 이는 무기 재료의 일부가 glass를 형성하면서 약간의 점성을 가지기 때문인 것으로 이해할 수 있다. 더 높은 온도인 1100℃에서는 시편의 높이가 초기 발포상태의 1/4 가량으로 크게 감소한다. SEM 사진으로 관찰한 시편의 표면이 액상에 의해 완전히 덮여 hole이 사라지고 모든 계면이 smooth해지며 내부의 pore는 trap되는 형상을 볼 수 있다. 이는 다량의 액상이 형성되면서 치밀화가 이루어지는 소결(sintering)의 과정으로 해석된다. 이로 인한 겉보기 밀도 변화는 뒤의 '겉보기 밀도 측정' 부분에서 설명하였다.

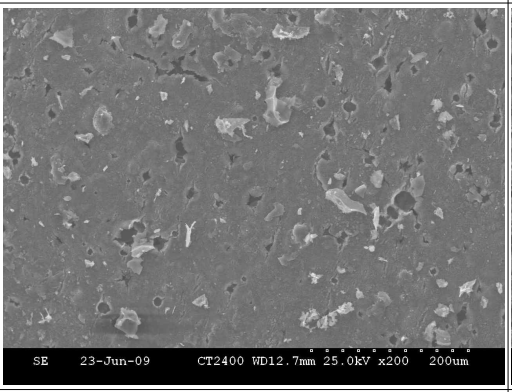
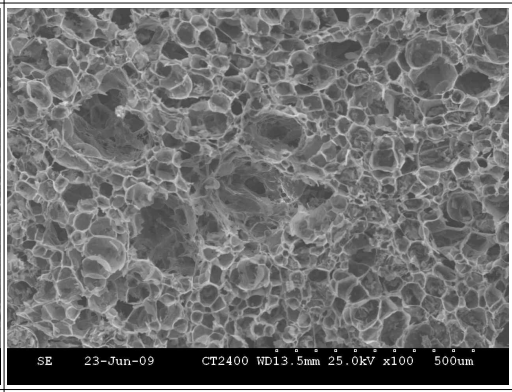
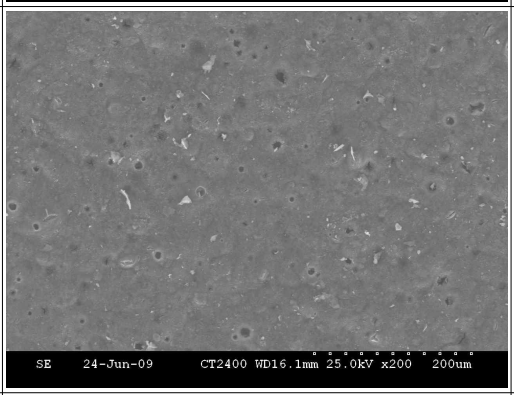
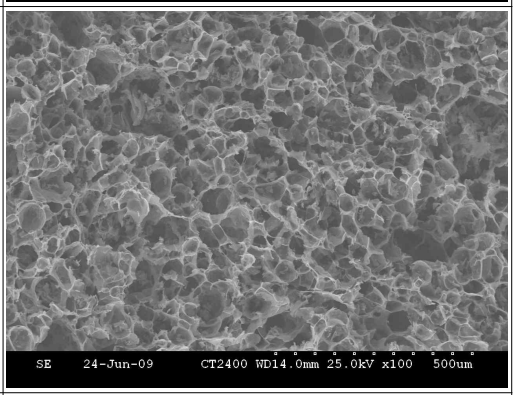
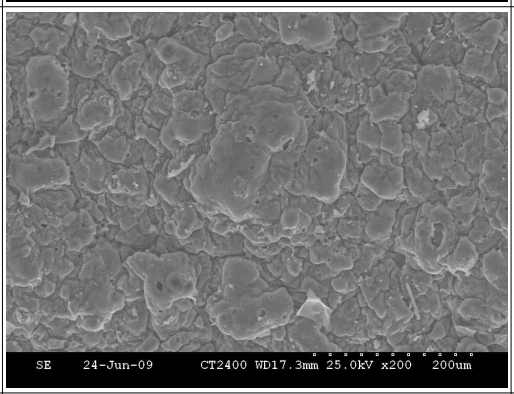
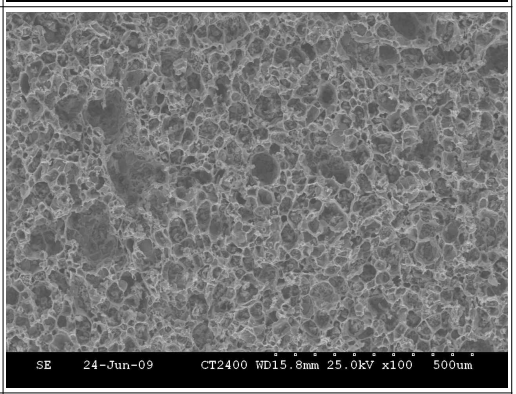
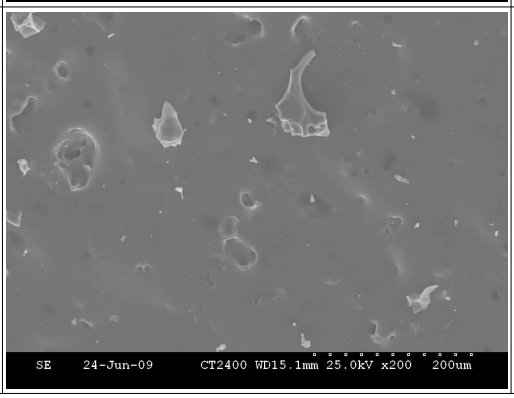
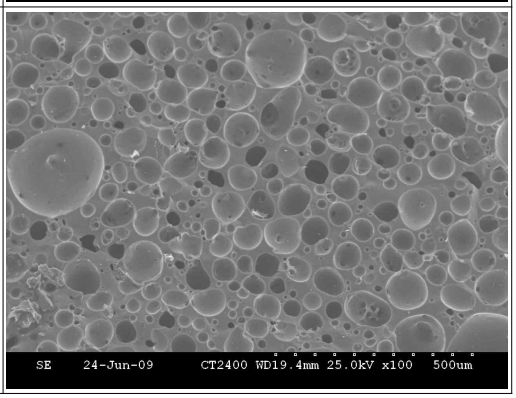
온도 (℃)	표면	내부
300		
900		
1000		
1100		

그림 3.212 열처리 시편의 온도에 따른 표면과 내부 SEM image

- 겉보기 밀도 측정

열처리된 시편에 대한 겉보기 밀도는 시편의 치수와 질량으로부터 계산되었다. 시편의 열처리 온도에 따른 밀도는 그림 3.213에 나타내었다. 팽창이 일어나지 않는 상온 시편은 약 2.07g/cm^{3}의 밀도를 가지고 있다. 팽창이 진행되면서 각 시료들의 밀도는 크게 감소하게 되어 약 0.15-0.3g/cm^3 사이의 값을 가진다. 1000℃ 시료에서는 밀도가 상당히 증가하게 되어 0.5-0.7g/cm^3 의 값을 가지게 되는데, 이는 앞서 시편의 image에서 보았듯이 액상의 형성으로 인해 densification이 발생하기 때문이다. 화재상황의 온도영역인 100-900℃ 시편에 대한 밀도만을 확대하여 그림 3.210에 나타내었다. SEM image에서 설명한 바와 같이 표면은 dense한 형태를 유지하기 때문에 높은 밀도를 가지고 있다. 내부로 가면서 밀도가 점차 낮아지는 경향을 보이고 강판과 접하는 지역에서는 밀도가 약간 상승하는 현상을 볼 수 있다. 시편이 팽창할 때 강판과의 경계부분이 약해지는데 이때 생기는 틈으로 pore를 형성해야 하는 기체의 일부가 쉽게 빠져나가기 때문인 것으로 추측된다.

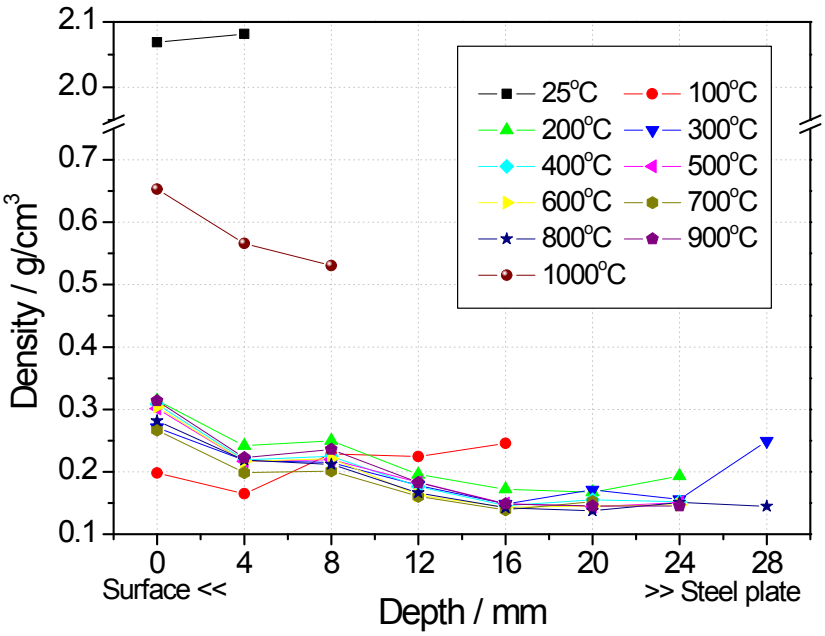


그림 3.213 열처리 시편 전체의 높이에 따른 밀도 변화

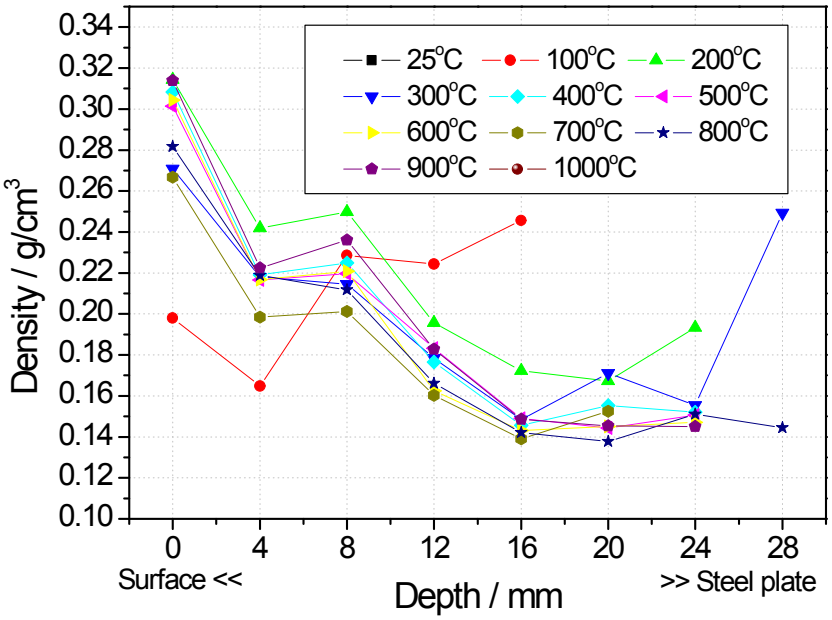


그림 3.214 열처리 시편의 높이에 따른 밀도 변화 (100-900℃)

그림 3.215와 3.216은 열처리 온도에 따른 밀도의 변화를 나타내었다. 그림 3.211는 전체 시편에 대한 밀도를 나타내고 그림 3.215은 팽창이 큰 100-900℃ 시료의 밀도변화를 확대하여 나타낸 것이다. 이중 100, 200℃ 시편은 앞서 TGA-MS, DSC 결과에서 보였듯이 주 팽창반응이 완전히 일어나지 않은 온도이기 때문에 밀도가 다소 높게 나타난다. 300-800℃ 에서는 거의 비슷한 밀도를 유지하면서도 점차 밀도가 낮아짐을 알 수 있는데, TGA-MS결과와 비교했을 때 반응물질이 점차 분해되면서 질량이 소량 감소하기 때문인 것으로 생각된다. 그리고 900℃에서는 밀도가 살짝 올라가기 시작하는 현상을 관찰할 수 있다. 이는 900℃에서도 극소량의 액상이 형성되면서 치밀화가 시작되는 것으로 이해할 수 있고, 수축이 본격적으로 나타나는 1000℃에서는 상당히 높은 밀도를 가지는 것을 확인할 수 있다.

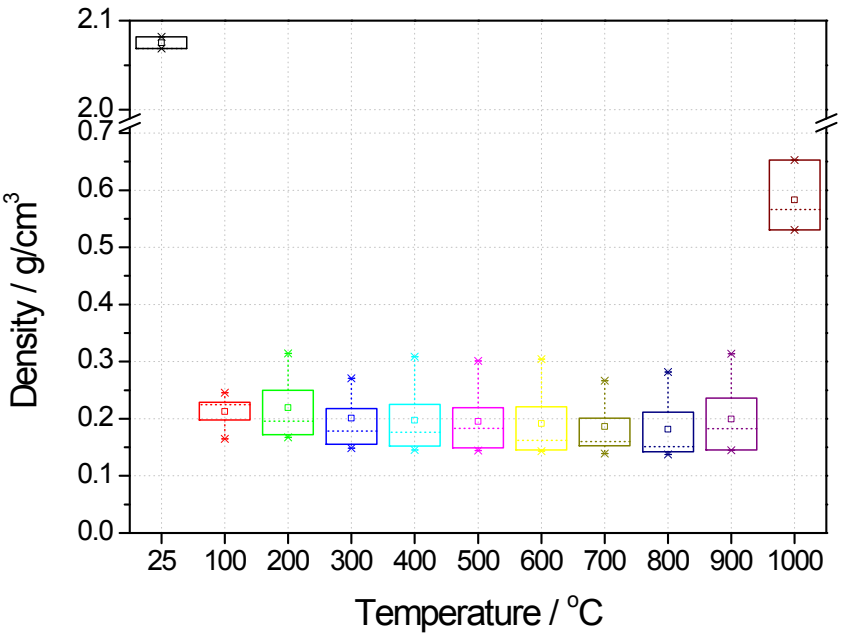


그림 3.215 열처리 시편 전체의 온도에 따른 밀도 변화

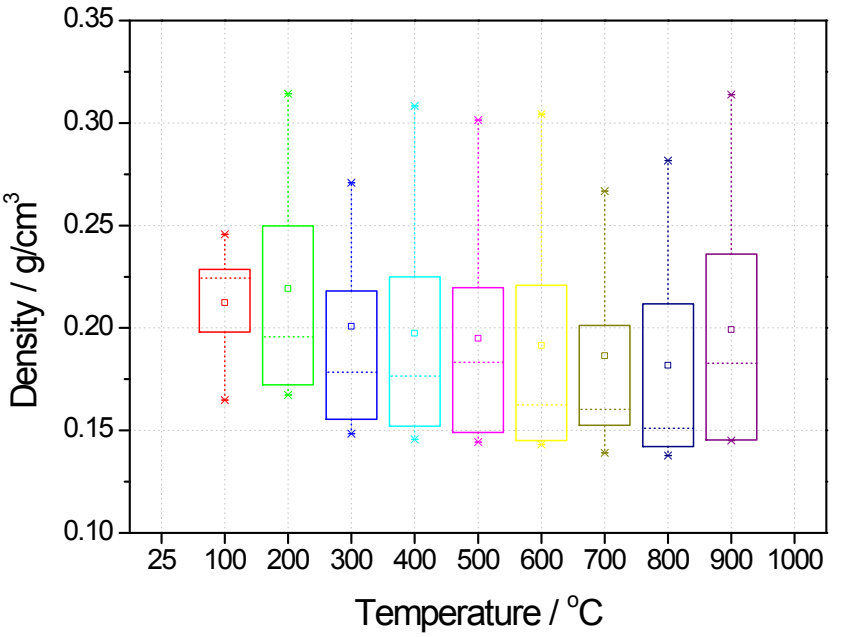


그림 3.216 열처리 시편의 온도에 따른 밀도 변화 (100-900℃)

- 비열측정

각 온도에서 열처리된 시편의 비열을 측정함에 있어서 열처리 과정에서의 미반응 물질이 남아 있을 경우 흡열 또는 발열이 발생하여 물질의 비열이 아닌 반응열이 포함되는 경우가 생길 수 있다. 이러한 현상은 열확산계수를 측정할 때에도 동일하게 나타날 수 있는 현상으로 시편의 온도 상승곡선을 왜곡하는 경우가 발생할 수 있다. 이러한 반응열을 제외시키고 비열 또는 열확산계수를 측정하기 위해 열처리 온도보다 50℃ 낮은 온도에서 비열과 열확산계수를 측정하였다. 각 비열측정결과는 (5) 비열 측정 그래프에 나타내었다. 각 비열측정결과에서 해당시편의 열처리 온도보다 50℃ 낮은 온도에서의 비열을 취합한 결과는 그림 3.217와 같이 나타난다. 팽창이 거의 완료되는 250-750℃ 사이에서는 큰 변화는 없지만 서서히 비열이 작아지는 현상을 보이고 있다. 그러한 양상은 750℃까지 유지되지만 액상이 형성되는 반응이 나타나는 850℃에서부터 비열이 크게 증가하고 950℃에서는 매우 높게 증가하는 형태를 가짐을 볼 수 있다.

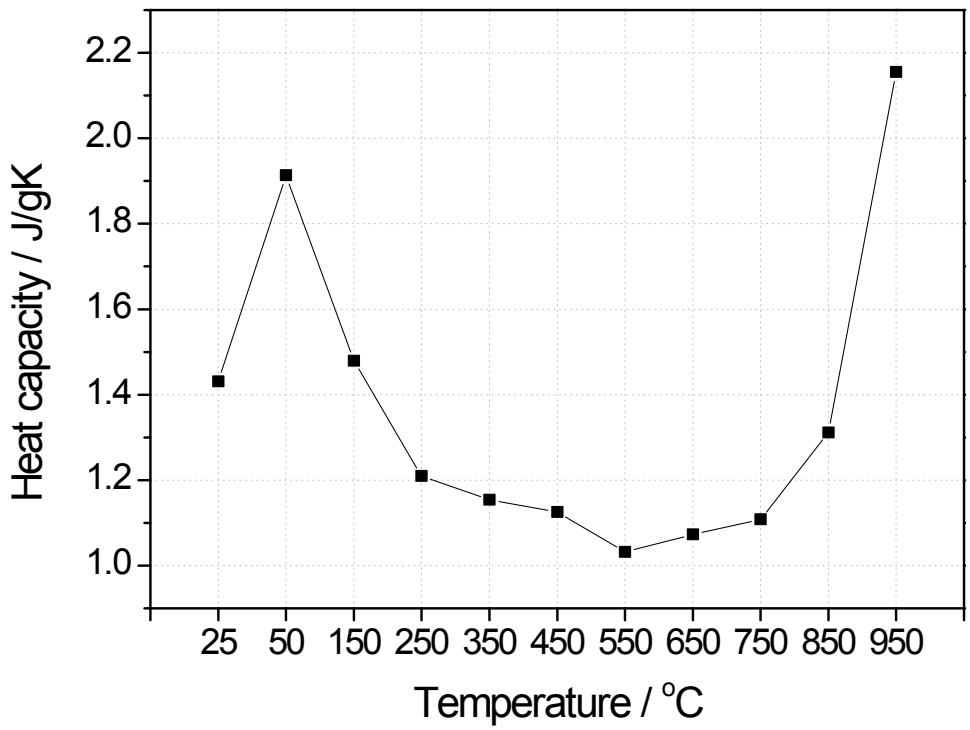


그림 3.217 열처리 시편의 온도별 비열

- 열확산계수 측정

LFA를 이용하여 각각의 열처리 시편에 대한 열확산계수를 계산하기 위해 각 시편의 시간대비 온도변화 결과는 (6) LFA signal에 첨부하였다. 각 그래프의 파란색 두꺼운 line은 laser를 조사한 뒤 실제 측정된 시료 반대쪽면의 온도이고, 붉은색 얇은 line은 측정 온도에 가장 적합한 이론적 계산치를 보여주는 것으로 두 선이 일치할수록 측정오차가 적어진다. 이로부터 계산된 각 시편의 열확산계수는 그림 3.218, 3.219에 정리하였다. 비열측정과 마찬가지로 열확산계수 측정은 열처리온도보다 50℃ 낮은 온도에서 진행되었다. 그림 3.2187에서는 충분히 팽창하는(150℃ 이상) 시편의 높이에 따른 경향을 볼 수 있는데, 표면에서는 다소 낮은 열확산계수 값을 가지다가 시편의 하부로 내려갈수록 소폭 상승하는 경향을 보이고 있다. 그리고 온도에 따른 열확산계수 변화를 보이는 그림 3.219를 보면 매우 높은 온도에서 열처리한 시편을 제외하고 온도가 상승할수록 열확산계수가 증가하는 양상이 보인다.

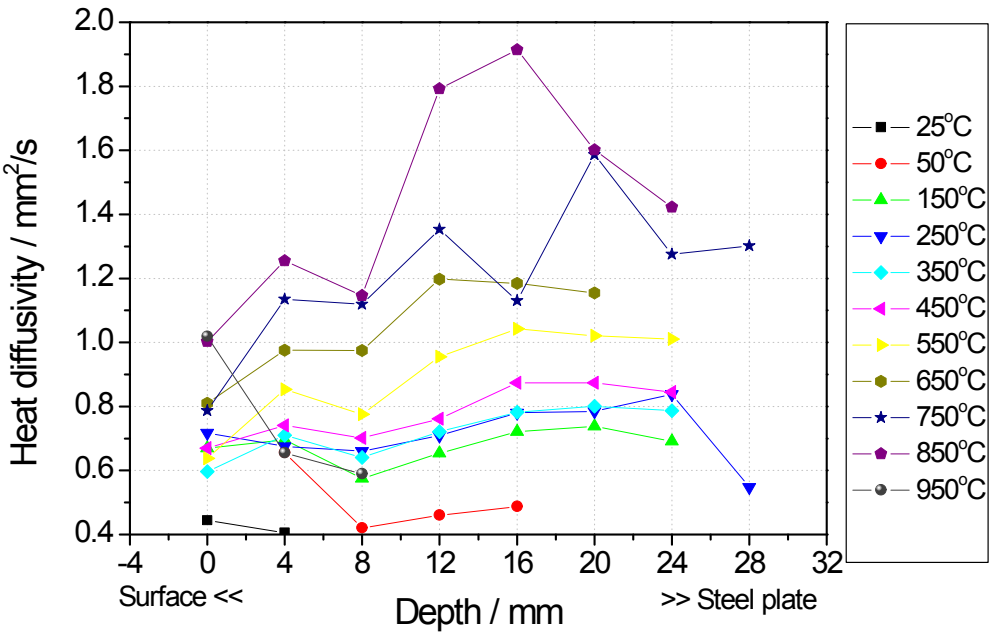


그림 3.218 열처리 시편의 높이에 따른 열확산계수 변화

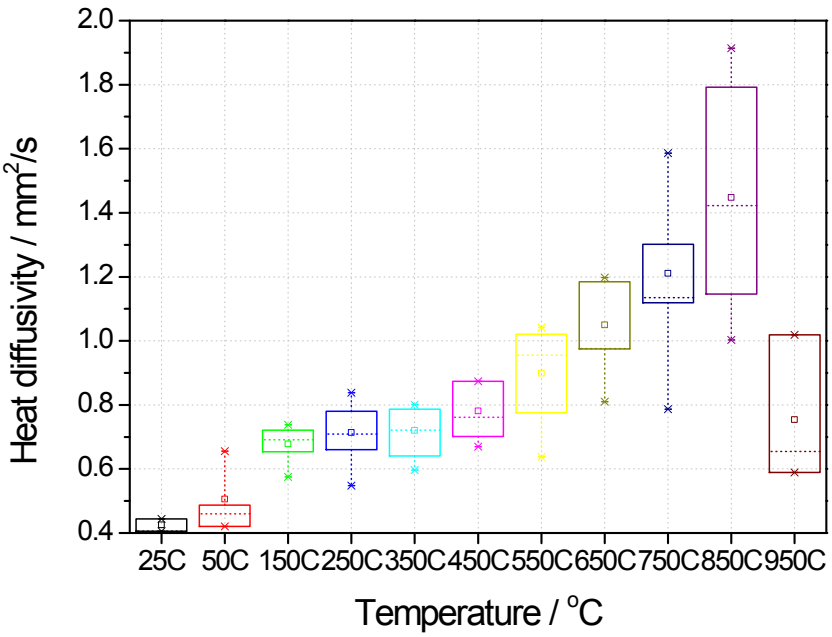


그림 3.219 시편의 온도에 따른 열확산계수 변화

- 열전도도 결과

앞서 측정한 밀도, 비열, 열확산계수로부터 계산된 각 열처리 시편의 높이에 따른 열전도도는 그림 3.220에 나타내었다. 이 중 상온과 수축이 심한 950℃ 결과를 제외하고 확대하여 그림 3.221로 표현하였다. 표면에서 내부로 들어가면서 열전도도는 낮아지는 경향을 보여주고 있으며 액상이 소량 형성되는 경우를 제외하면 대부분의 열전도도는 0.15-0.3W/m*K 수준의 값을 가지는 것을 알 수 있다. 각 시편의 온도에 따른 열전도도는 그림 3.222에 나타내었는데 팽창이 일어나지 않는 시편의 열전도도에 비해 팽창이 일어난 시편의 열전도도는 약 1/8 수준으로 낮아지는 것을 볼 수 있다. 이러한 낮은 열전도도로 인해 화재상황에서 우수한 내화 효과를 나타내어 건축물을 보호하는 것을 이해할 수 있다. 그림 3.219에는 50-850℃ 사이의 열전도도를 확대하여 나타내었다. 팽창이 완전히 일어나지 않은 저온 구간에서는 다소 높은 형태를 보이고 있으나, 팽창이 완전히 일어난 250℃ 이상의 구간에서는 온도의 증가로 인해 열전도도가 증가하는 경향을 보이고 있다.

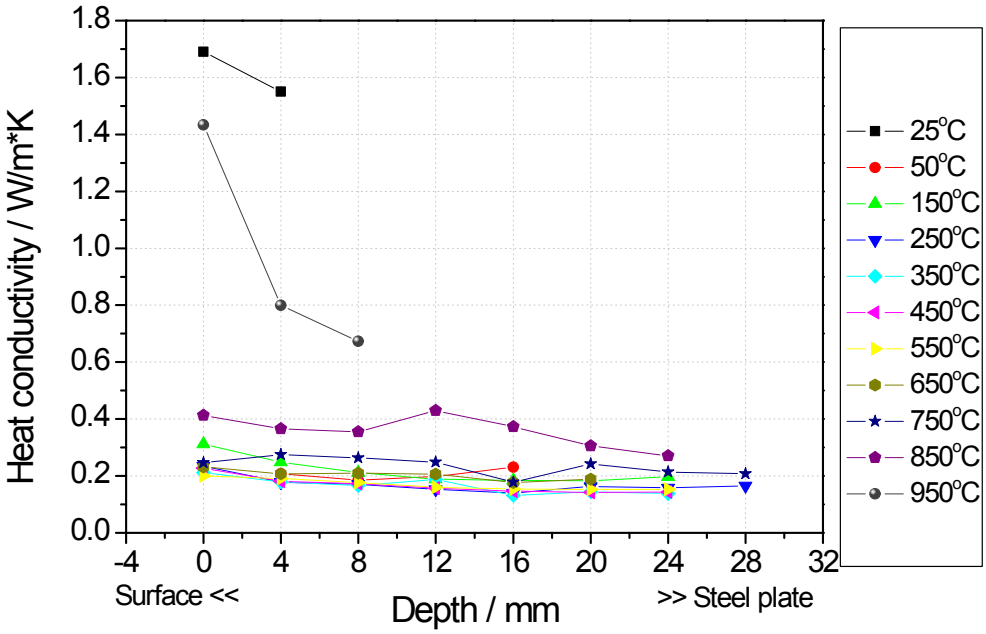


그림 3.220 열처리 시편의 높이에 따른 열전도도 변화

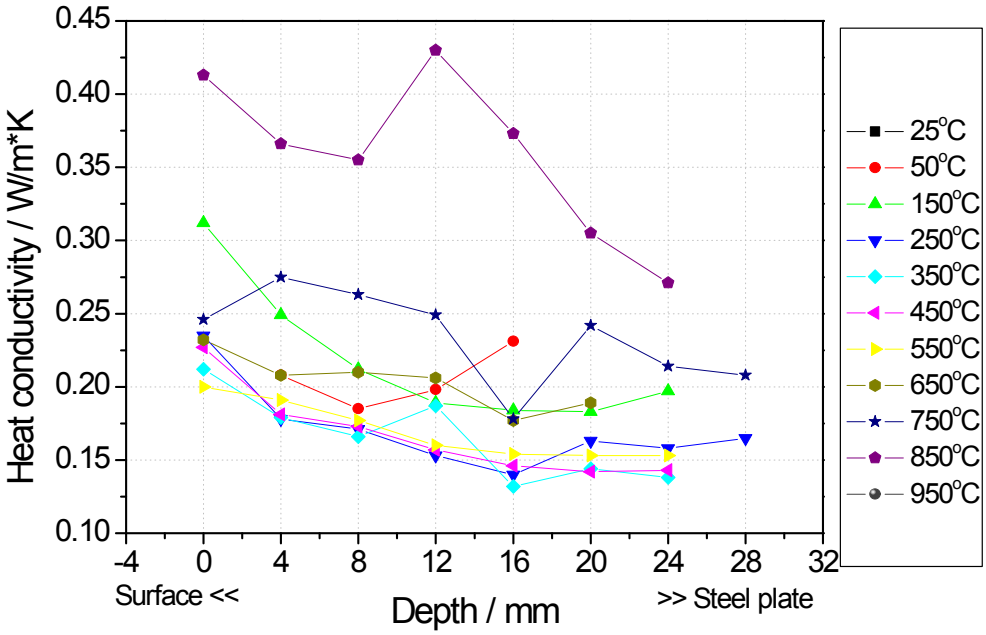


그림 3.221 열처리 시편의 높이에 따른 열전도도 변화(50-850℃)

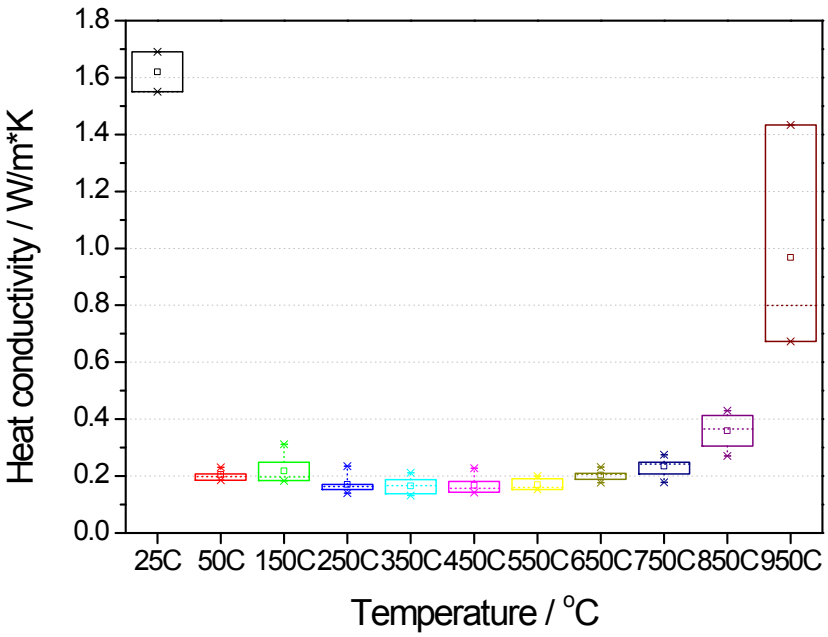


그림 3.222열처리 시편의 온도에 따른 열전도도 변화

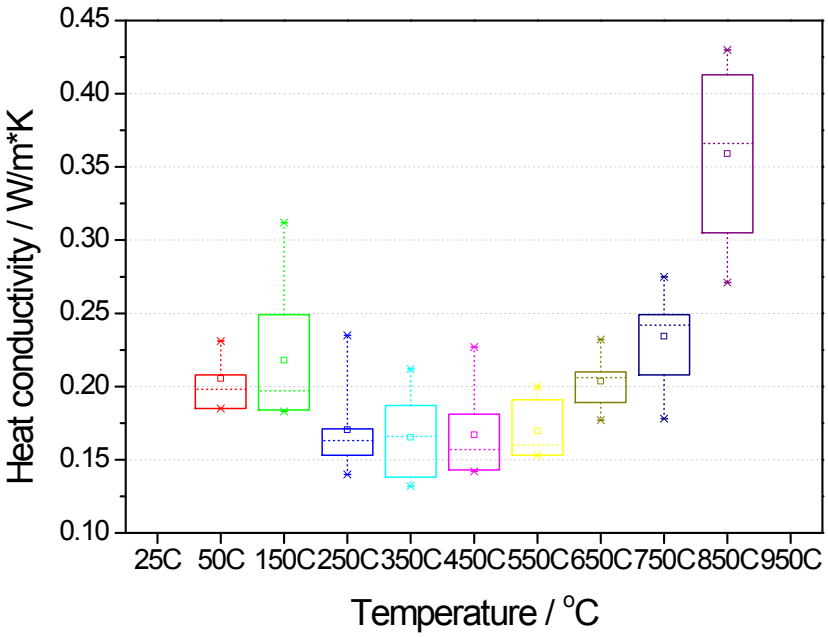


그림 3.223 열처리 시편의 온도에 따른 열전도도 변화(50-850℃)

각 시료에 대해 밀도와, 열확산계수, 열전도도를 함께 비교하여 (7) 밀도, 열확산계수와 열전도도 관계에 표시하였다. 초기의 팽창이 완전히 되지 않은 50℃를 제외하고 완전히 팽창된 시료의 결과들을 살펴보면 붉은색의 열전도도는 파랑색의 열확산계수보다는 검은색의 밀도와 매우 유사한 경향을 따르는 공통된 특징을 볼 수 있다. 이는 현재 시료의 열전도도 수준에 있어서 열확산계수에 비해 밀도가 더 지배적인 역할을 하는 것으로 이해되며, 향후 열전도도를 낮추는 기술개발의 방향을 열확산계수보다 밀도를 낮추어가는 방향으로 진행하는 것이 보다 효과적일 것이라는 예상을 가능케 한다.

- porosity 측정

각 시편의 porosity를 측정한 결과를 활용하여 다공성 물질에서의 열전도도를 계산하는데 일반적으로 이용되는 Russell[7]의 이론을 활용할 수 있는데 이는 식 (4)와 같이 표현된다.

$$\frac{K_b}{K_s} = \frac{P^{\frac{2}{3}} + \frac{K_s}{K_a}(1 - P^{\frac{2}{3}})}{P^{\frac{2}{3}} - P + \frac{K_s}{K_a}(1 - P^{\frac{2}{3}} + P)} \qquad \text{식 (4)}$$

이때 K_b : 다공성 물질의 열전도도 ($Wm^{-1}\ K^{-1}$)

K_s : 고체만의 열전도도 ($Wm^{-1}\ K^{-1}$)

K_a : 공기의 열전도도 ($Wm^{-1}\ K^{-1}$)

P : porosity 분율

일반적으로 고체의 열전도도인 Ks는 사용되는 재료가 여러 가지인 경우 각 재료의 열전도도로부터 계산되는 Weighted geometric mean(가중기하평균)으로 결정하게 된다.[8] 각 성분의 열전도도를 문헌으로부터 구하여[9-12] 사용한 결과는 그림 3.224의 실선으로 표현하였다. 또한 실험적으로 측정한 온도별 열전도도는 box chart로 표현되어 있다. 팽창반응이 진행중인 50, 150℃ 구간에서의 측정값은 실제 이론적인 측정값과 상당한 차이를 보임을 알 수 있으나, 팽창반응이 완료된 250℃ 이상에서는 이론적 예측과 상당부분 일치하는 결과임을 알 수 있다.

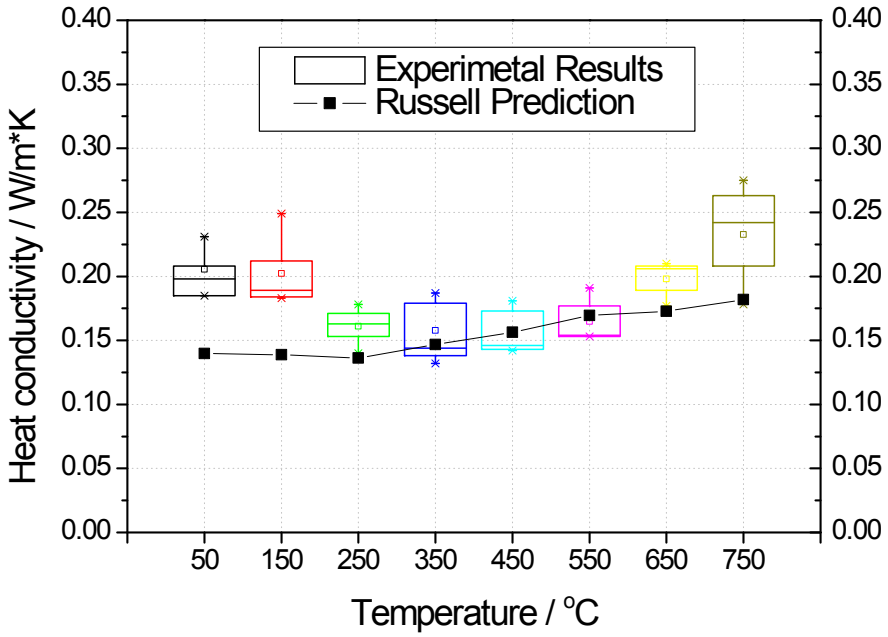


그림 3.224 열전도도의 이론적 예측값과 측정값 비교

(4) 소결 및 고찰

수성 무기계 내화도료에 대한 기본 열물성과 형태를 분석한 결과 100-200℃에서 발현된 시편은 약 900℃ 까지 유사한 물성을 유지함을 볼 수 있었다. 그리고 1000℃에서부터 50% 가량의 수축이 발생하고, 1100℃에서는 액상소결로 인한 치밀화가 심하게 일어남을 알 수 있었다.

성능기반설계에 필요한 열전도도를 확보하기 위하여 LFA를 활용하는 방법을 적용하였으며 이와 함께 DSC를 이용한 비열측정을 병행하여 다공성 시료에 대한 열전도도를 측정하는데 성공하였다. 이는 그동안 측정이 매우 어려워 고온 열물성의 이해가 전무했던 intumescent를 분석하는 모범적인 방법으로 제시될 수 있다.

측정된 열전도도는 원재료들의 물성과 시편의 porosity만을 고려하여 이론적으로 계산된 열전도도와도 상당부분 일치함을 확인하였다. 이러한 결과를 바탕으로 제품 설계단계에서부터 내화성능을 예측하고, 연구개발을 진행하면서 발현되는 현상을 이해하며 성능을 향상시키기 위한 방향을 설정하는 작업이 보다 효율적으로 이루어질 수 있다.

열수축이 발생하는 고온 구간에서 나타나는 이론적 수치와, 측정값의 차이가 커지는 문제와 팽창이 발현되는 저온 구간에서의 현상에 대한 이해와 해석이 진행되어야 하며, 더불어 실제 화재상황에 대한 측정을 통한 간접적인 열전도도 측정방법의 도출이 필요할 것으로 생각된다.

(5) 비열 측정 graph

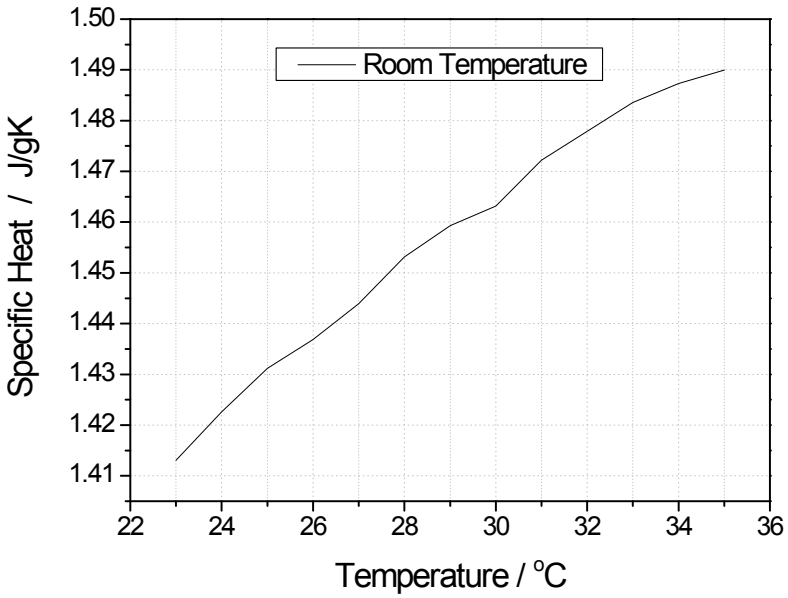


그림 3.225 상온 시편의 비열 측정 graph

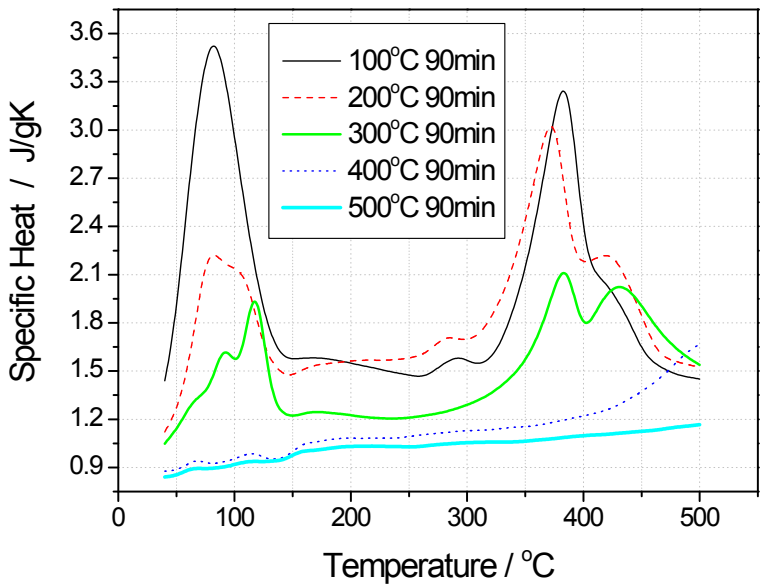


그림 3.226 100-500℃ 열처리 시편의 비열 측정 graph

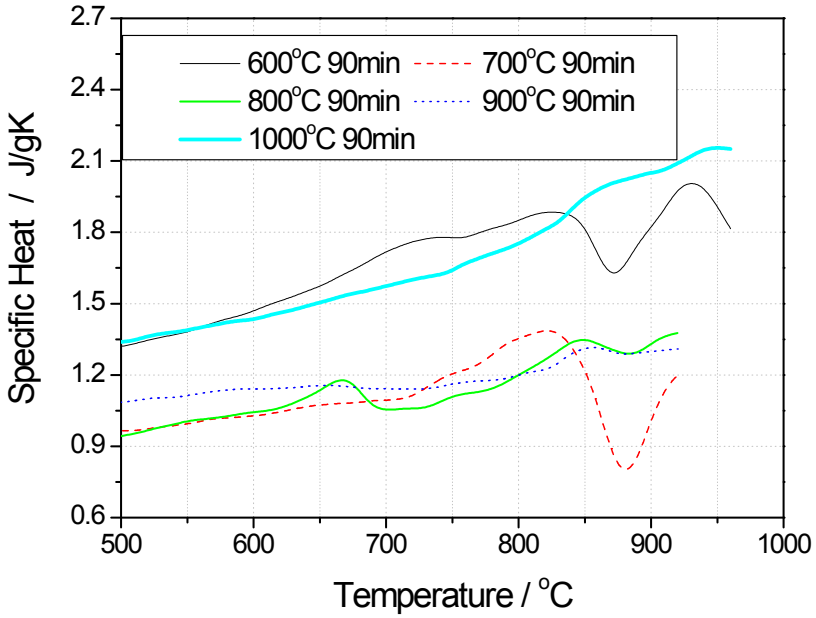


그림 3.227 600-1000℃ 열처리 시편의 비열 측정 graph

(6) LFA signal

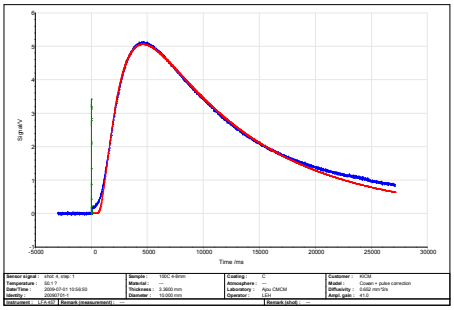


그림 3.228 100℃ 4mm

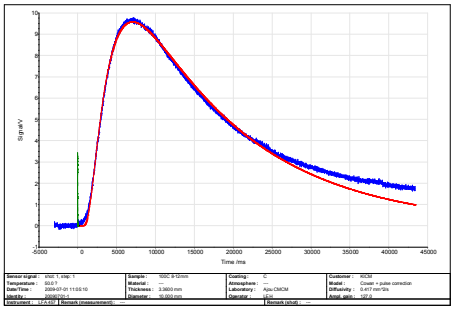


그림 3.229 100℃ 8mm

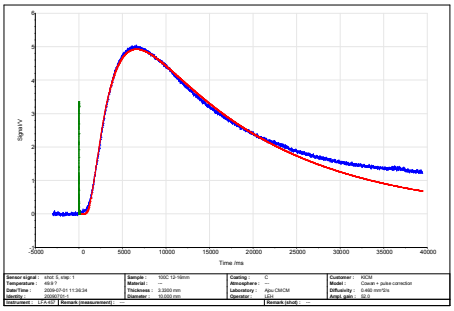


그림 3.230 100℃ 12mm

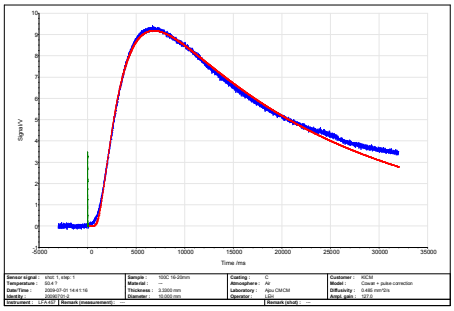


그림 3.231 100℃ 16mm

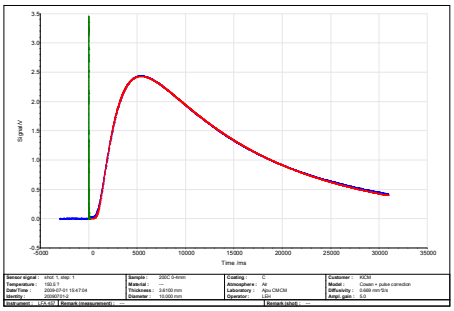


그림 3.232. 200℃ 0mm

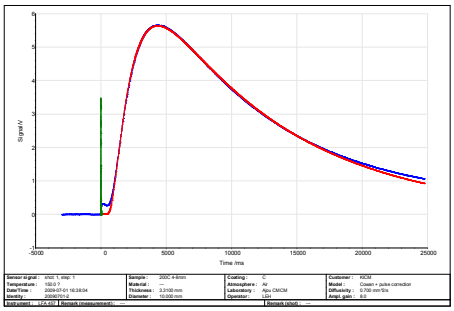


그림 3.233 200℃ 4mm

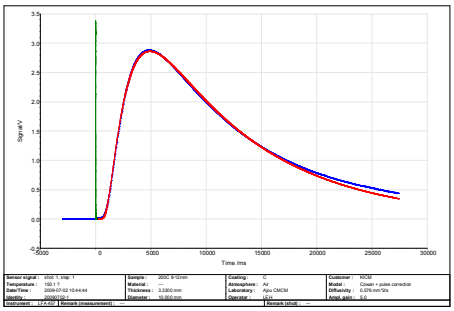


그림 3.234 200℃ 8mm

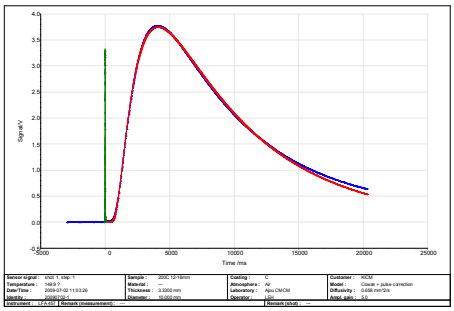


그림 3.235. 200℃ 12mm

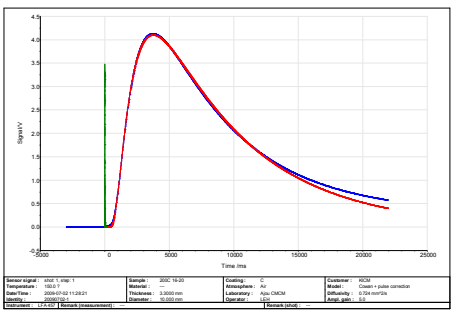


그림 3.236 200℃ 16mm

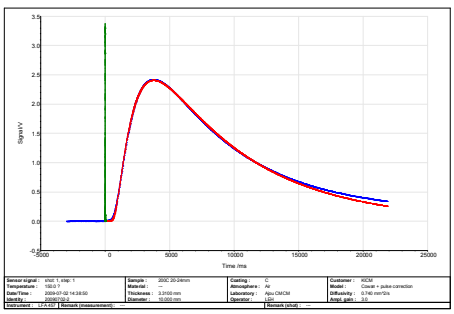


그림 3.237 200℃ 20mm

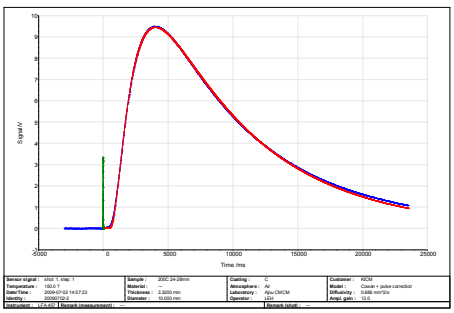


그림 3.238 200℃ 24mm

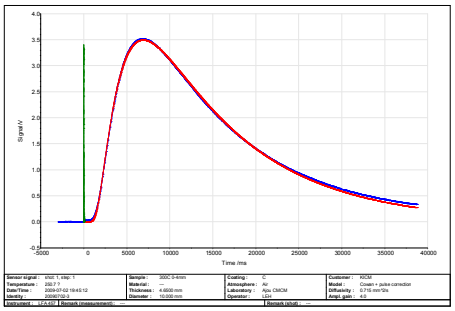


그림 3.239 300℃ 0mm

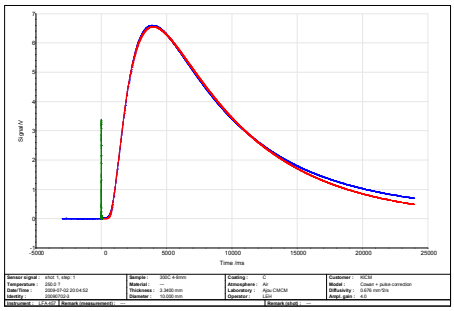


그림 3.240 300℃ 4mm

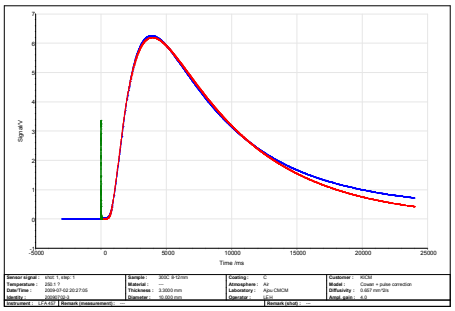


그림 3.241 300℃ 8mm

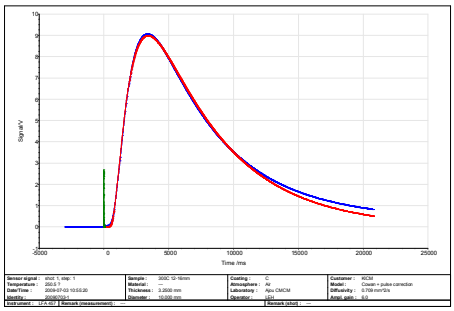


그림 3.242 300℃ 12mm

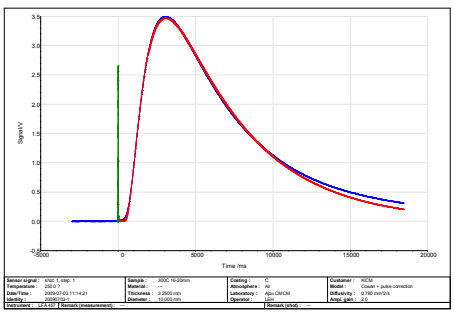


그림 3.243 300℃ 16mm

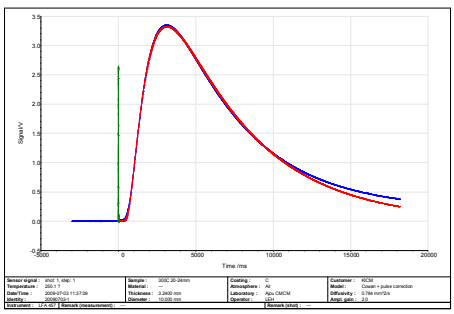


그림 3.244 300℃ 20mm

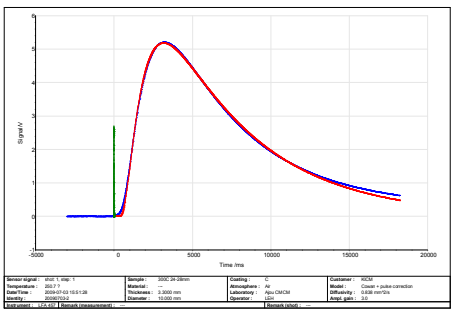


그림 3.245 300℃ 24mm

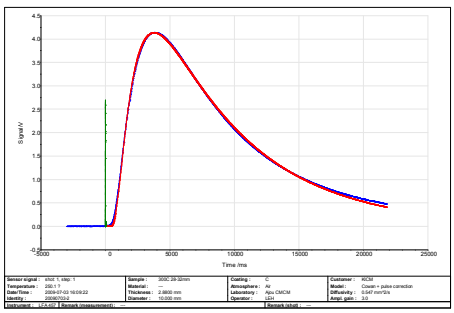


그림 3.246 300℃ 28mm

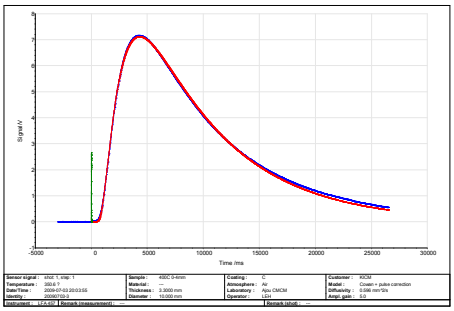


그림 3.247 400℃ 0mm

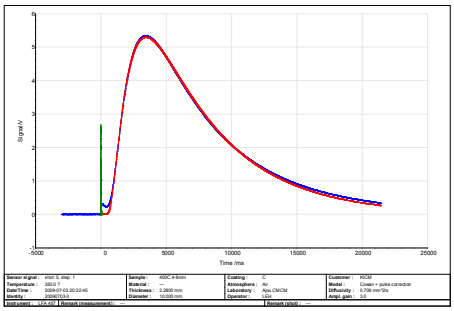


그림 3.248 400℃ 4mm

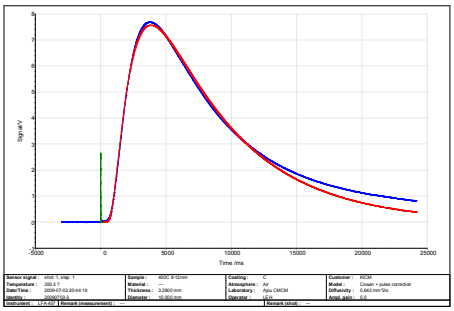


그림 3.249 400℃ 8mm

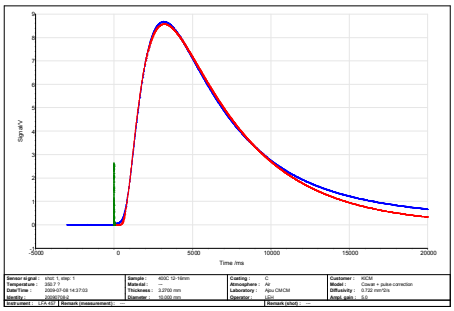


그림 3.250 400℃ 12mm

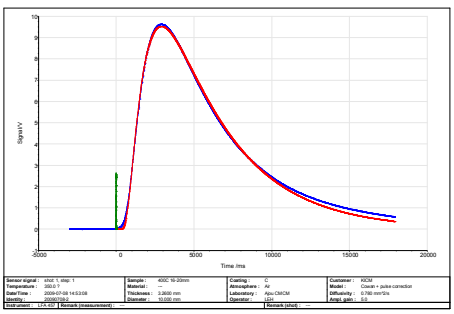


그림 3.251 400℃ 16mm

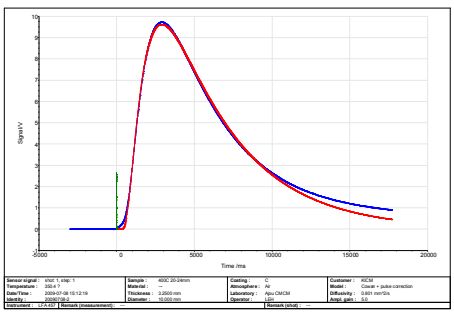


그림 3.252 400℃ 20mm

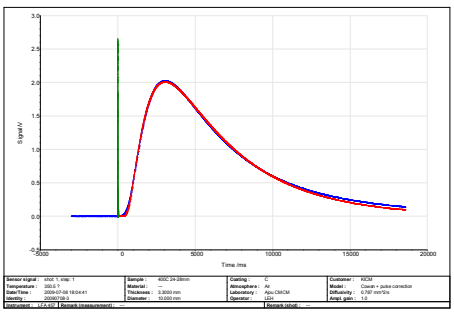


그림 3.253 400℃ 24mm

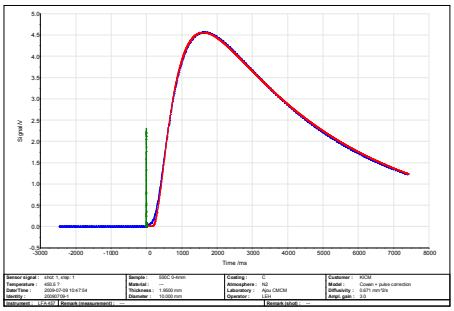


그림 3.254 500℃ 0mm

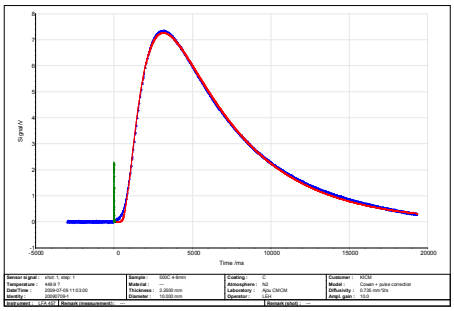


그림 3.255. 500℃ 4mm

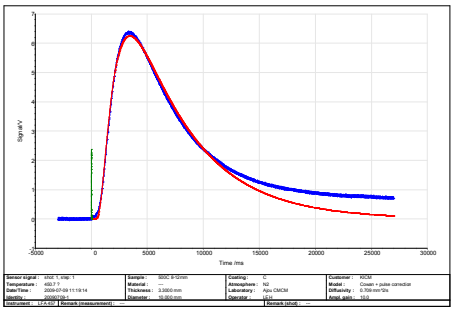


그림 3.256 500℃ 8mm

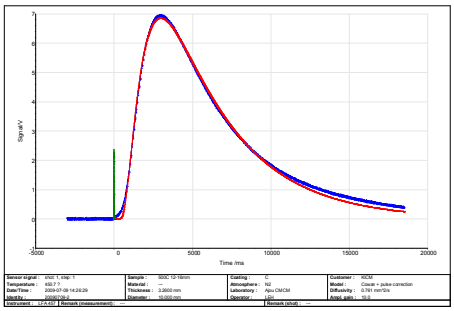


그림 3.257 500℃ 12mm

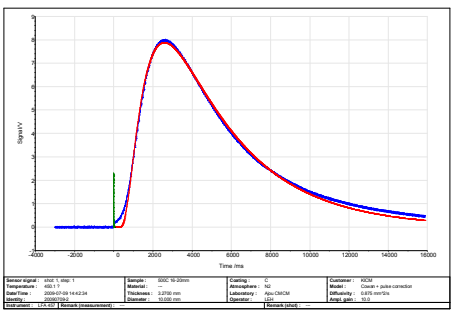


그림 3.258 500℃ 16mm

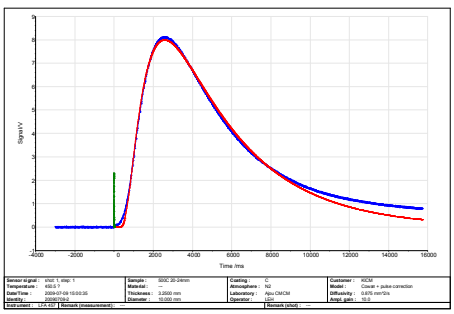


그림 3.259 500℃ 20mm

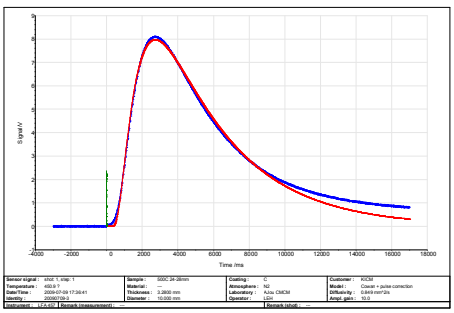


그림 3.260 500℃ 24mm

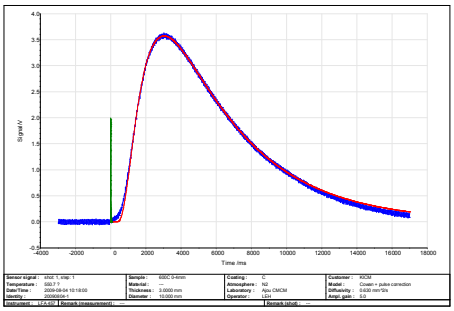


그림 3.261 600℃ 0mm

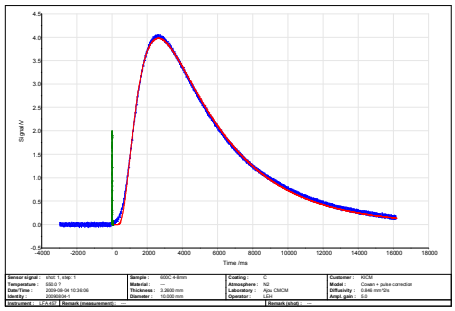


그림 3.262 600℃ 4mm

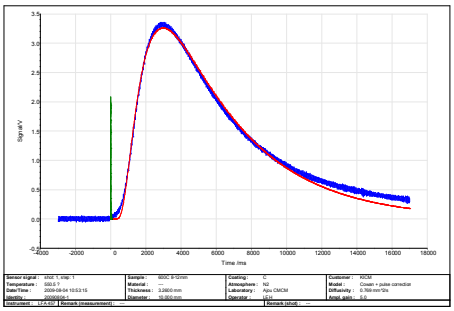


그림 3.263 600℃ 8mm

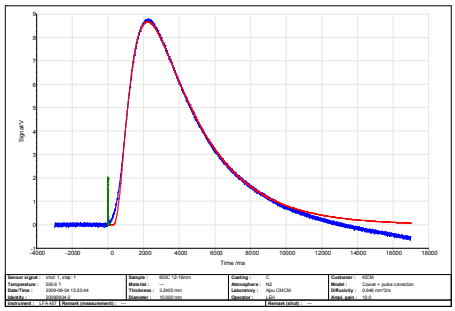


그림 3.264 600℃ 12mm

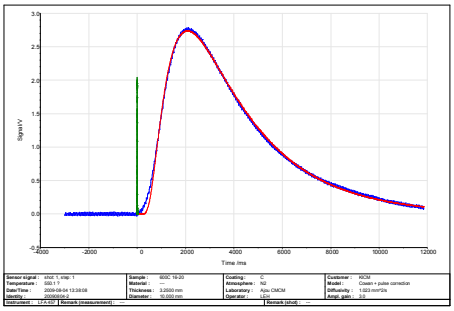


그림 3.265 600℃ 16mm

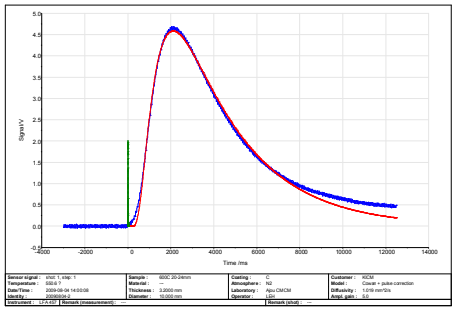


그림 3.266 600℃ 20mm

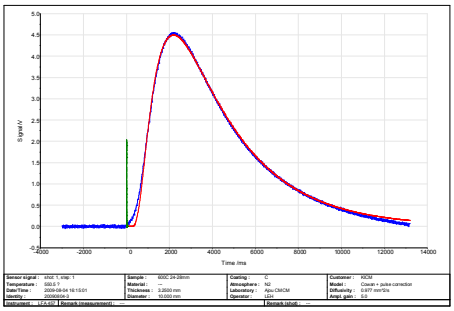


그림 3.267 600℃ 24mm

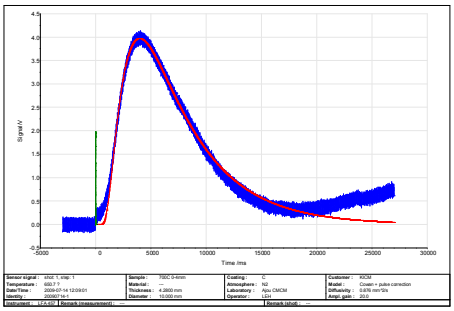


그림 3.268 700℃ 0mm

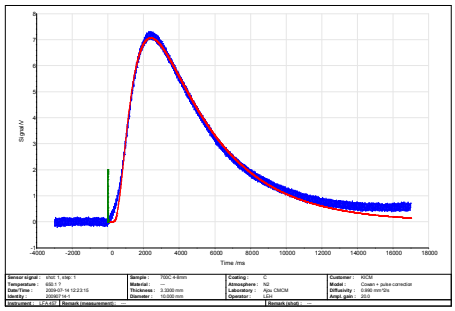


그림 3.269 700℃ 4mm

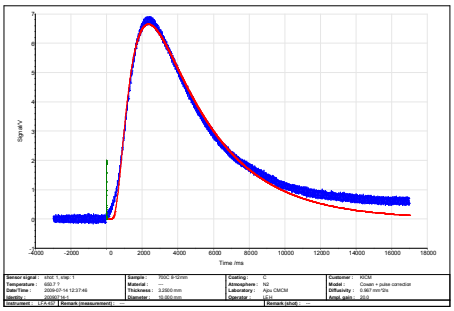


그림 3.270 700℃ 8mm

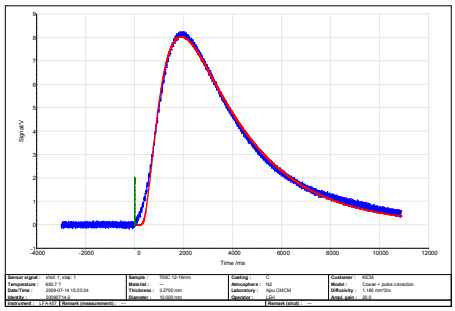


그림 3.271 700℃ 12mm

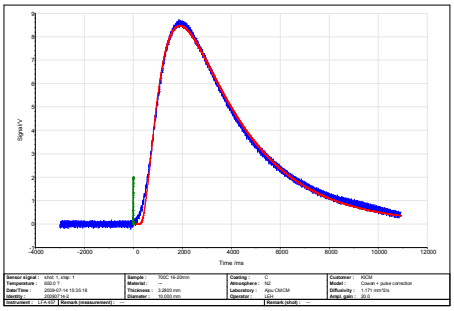


그림 3.272 700℃ 16mm

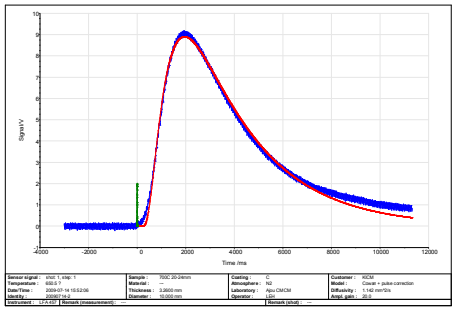


그림 3.273 700℃ 20mm

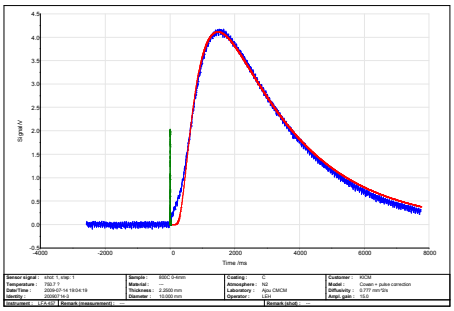


그림 3.274 800℃ 0mm

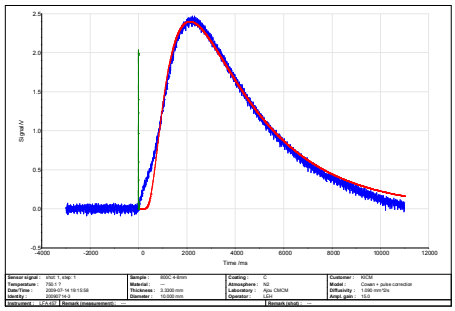


그림 3.275 800℃ 4mm

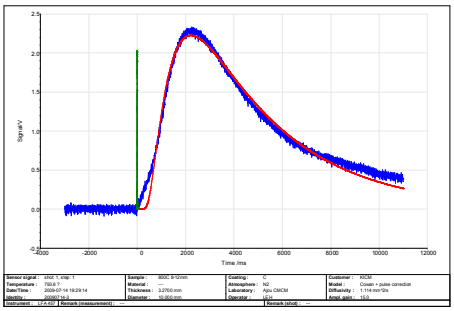


그림 3.276 800℃ 8mm

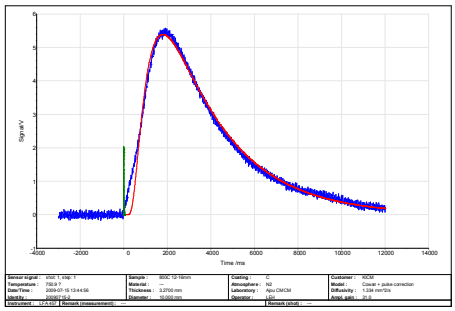


그림 3.277 800℃ 12mm

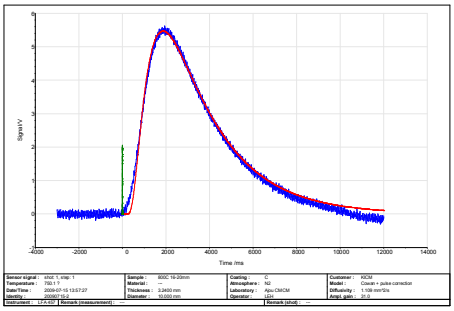


그림 3.278 800℃ 16mm

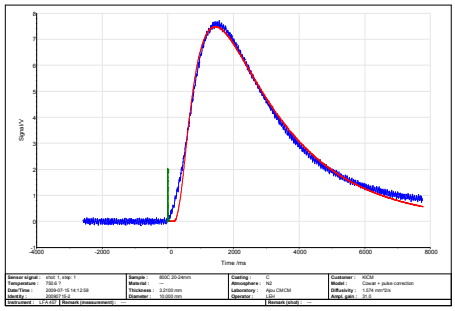


그림 3.279 800℃ 20mm

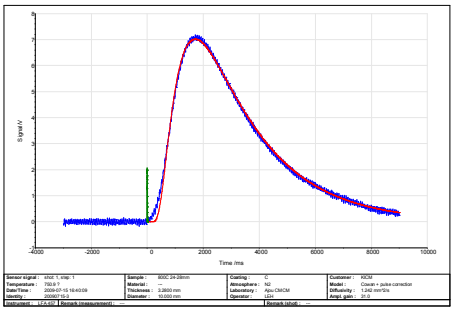


그림 3.280 800℃ 24mm

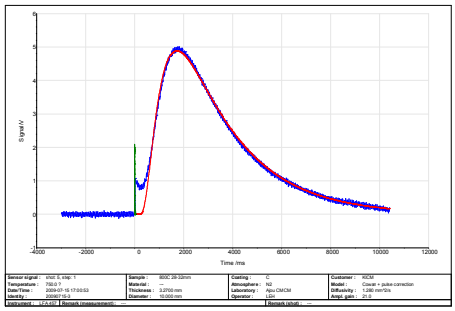


그림 3.281 800℃ 28mm

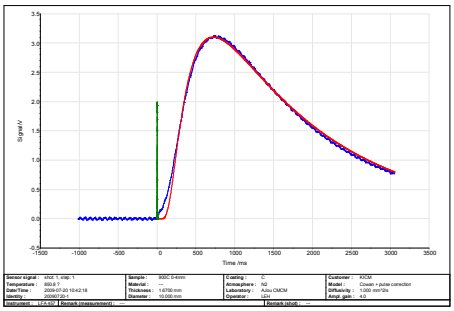


그림 3.282 900℃ 0mm

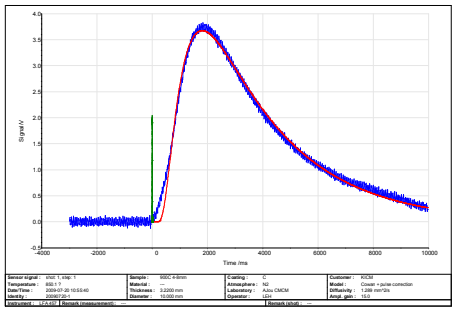


그림 3.283 900℃ 4mm

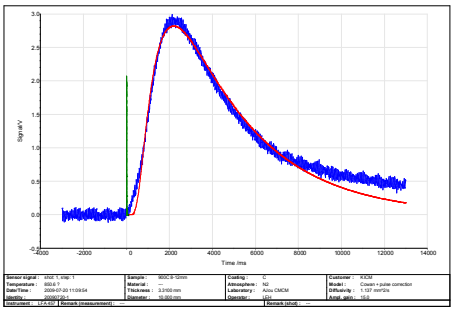


그림 3.284 900℃ 8mm

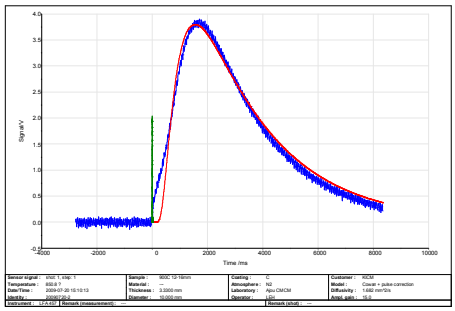


그림 3.285 900℃ 12mm

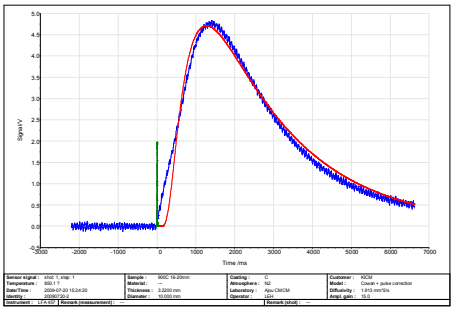


그림 3.286 900℃ 16mm

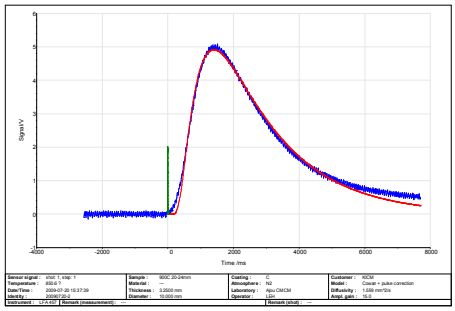


그림 3.287 900℃ 20mm

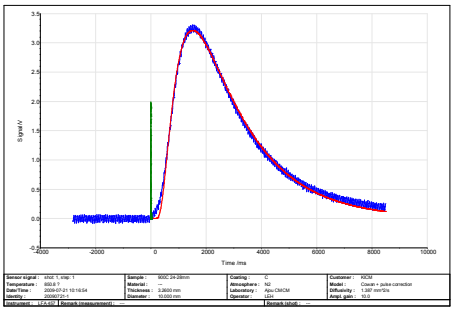


그림 3.288 900℃ 24mm

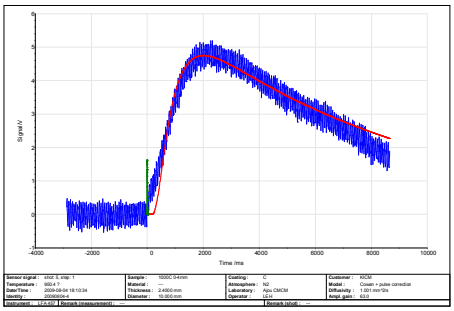


그림 3.289 1000℃ 0mm

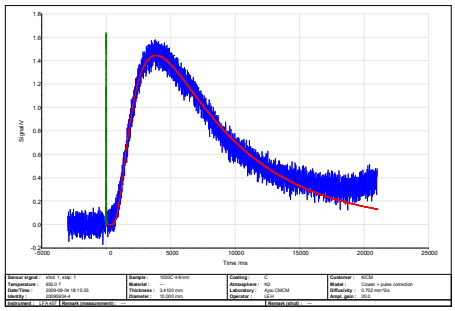


그림 3.290 1000℃ 4mm

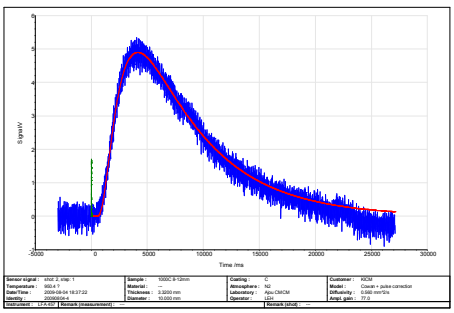


그림 3.291 1000℃ 8mm

(7) 밀도, 열확산계수와 열전도도 관계

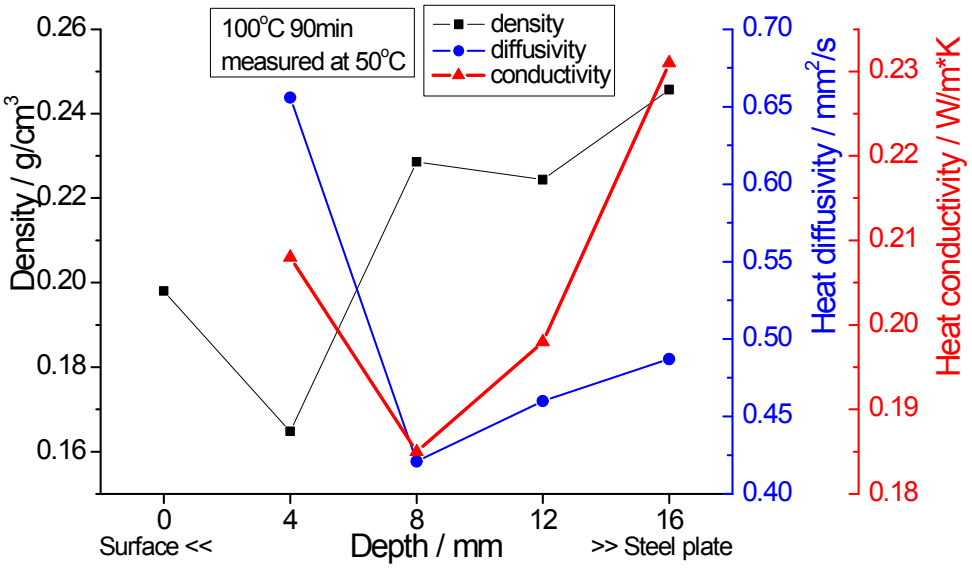


그림 3.292 100℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

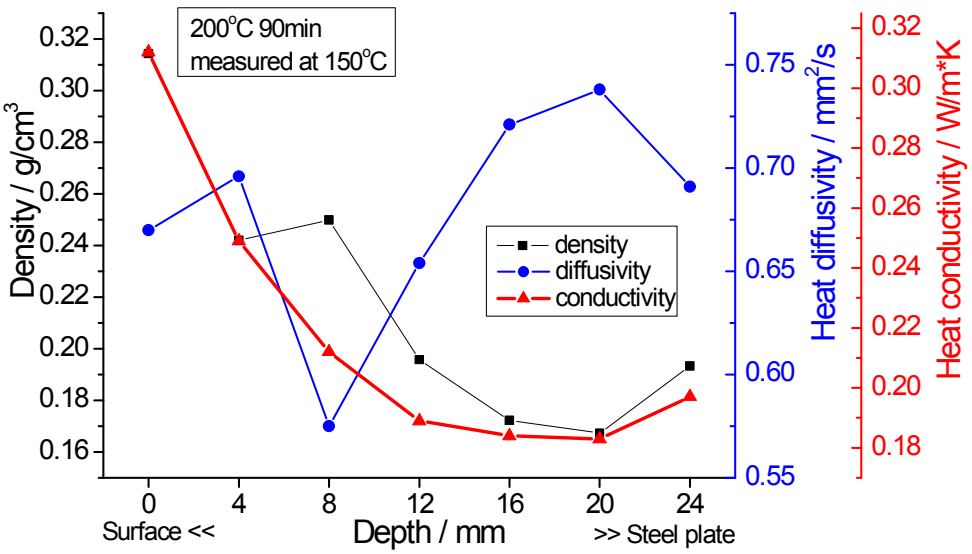


그림 3.293 200℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

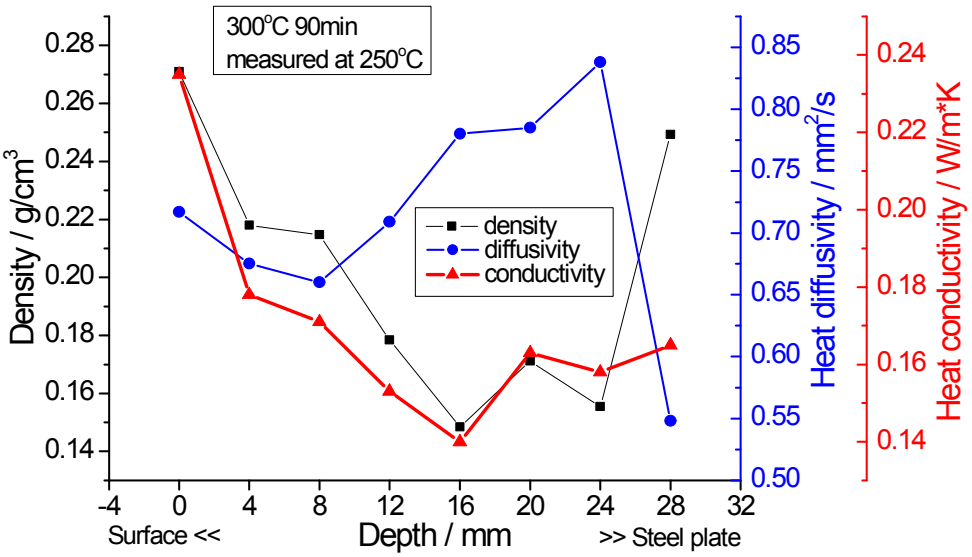


그림 3.294 300℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

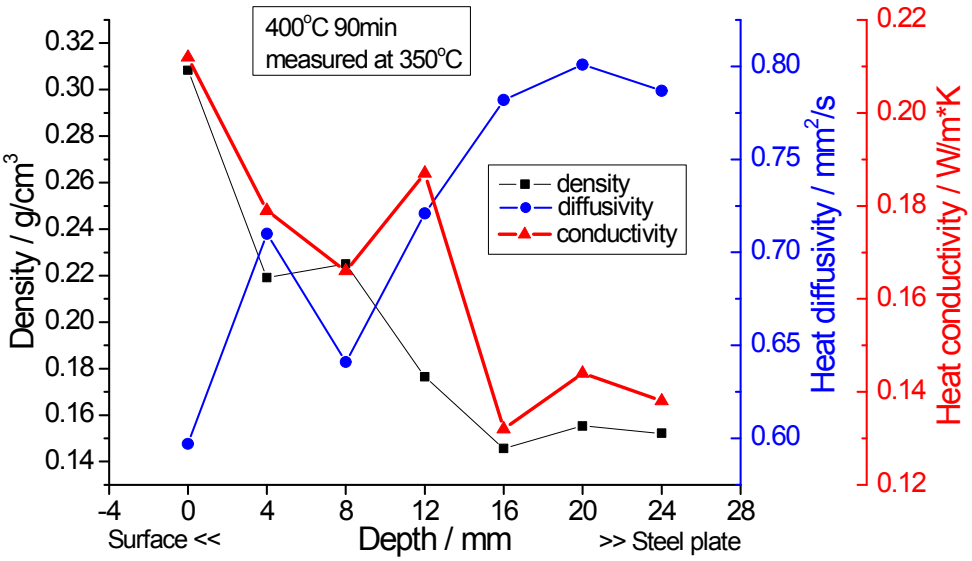


그림 3.295 400℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

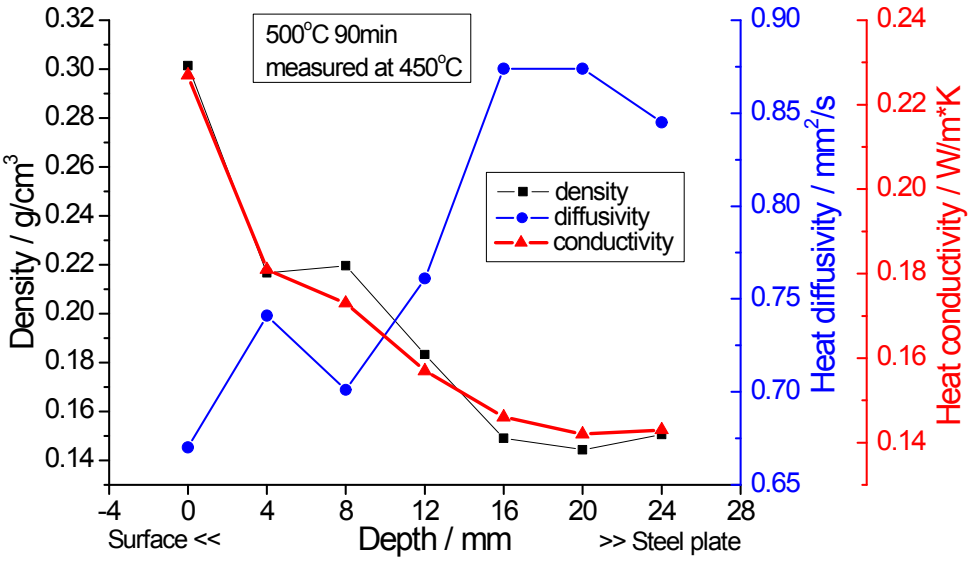


그림 3.296 500℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

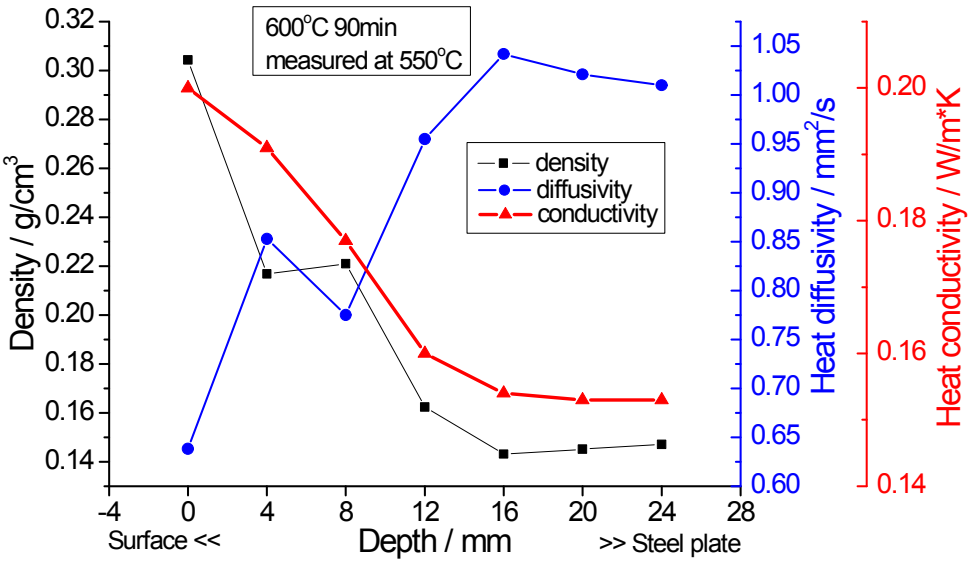


그림 3.297 600℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

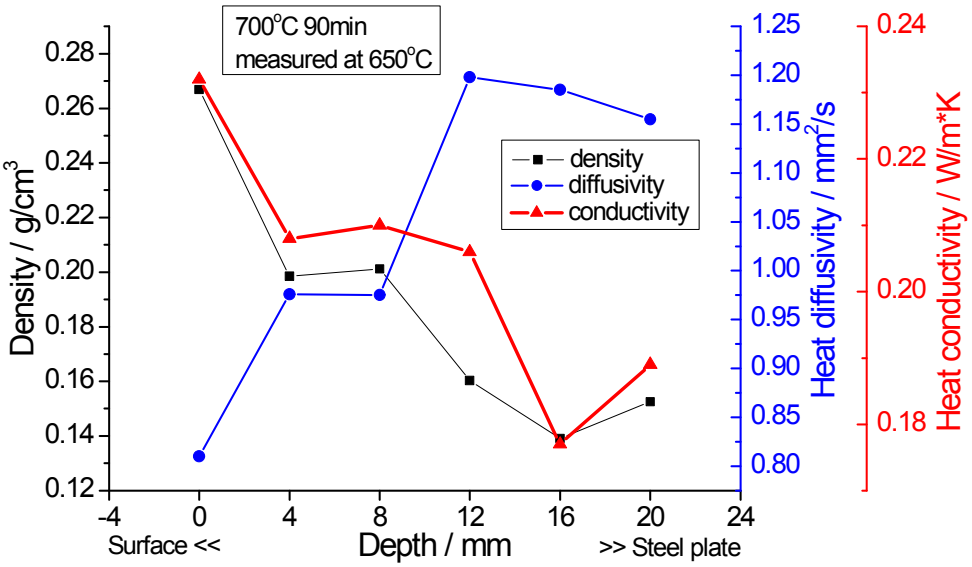


그림 3.298 700℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

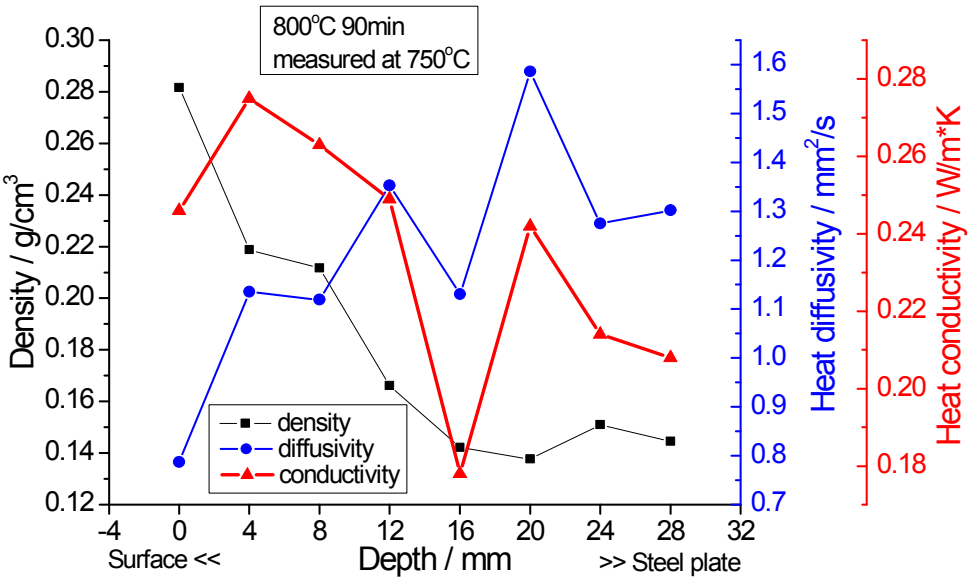


그림 3.299 800℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

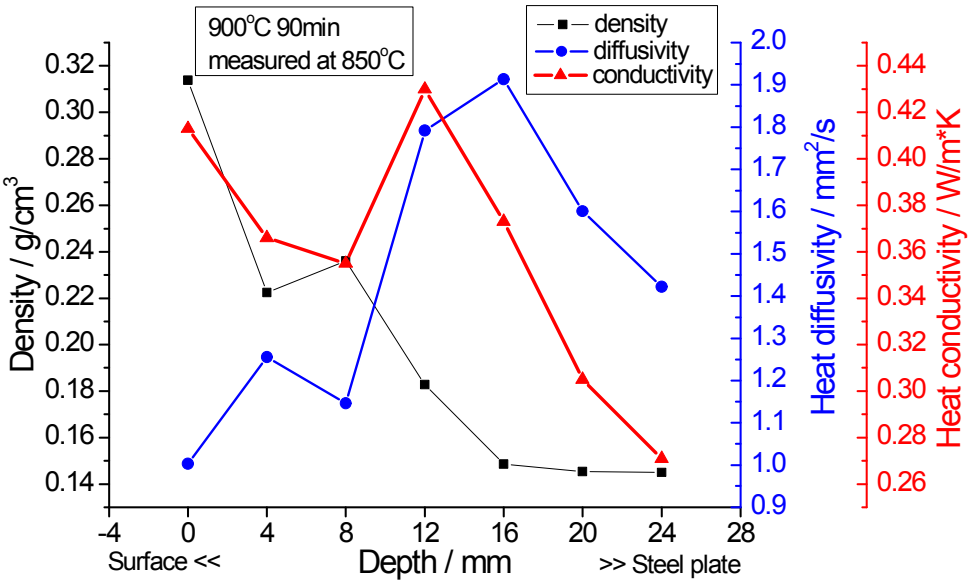


그림 3.300 900℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

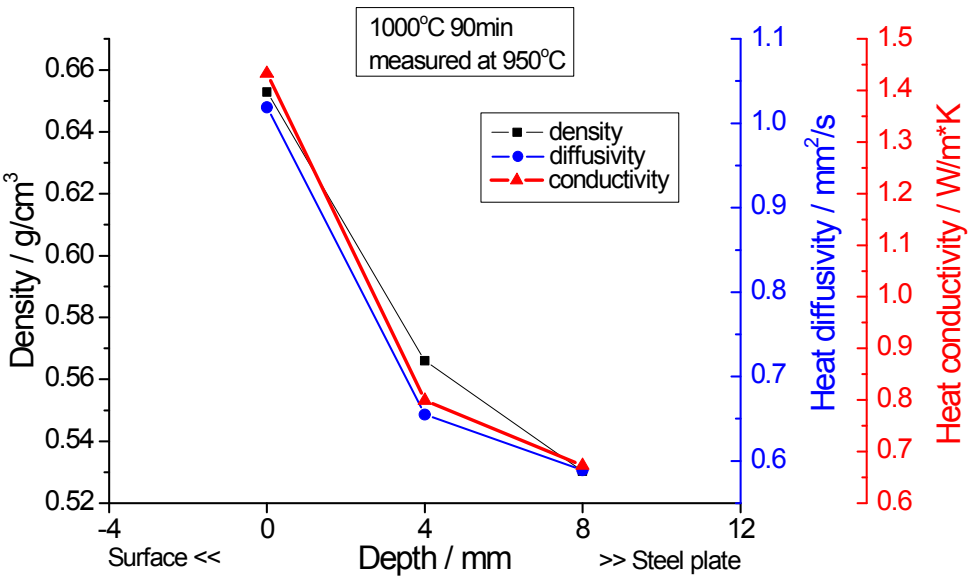


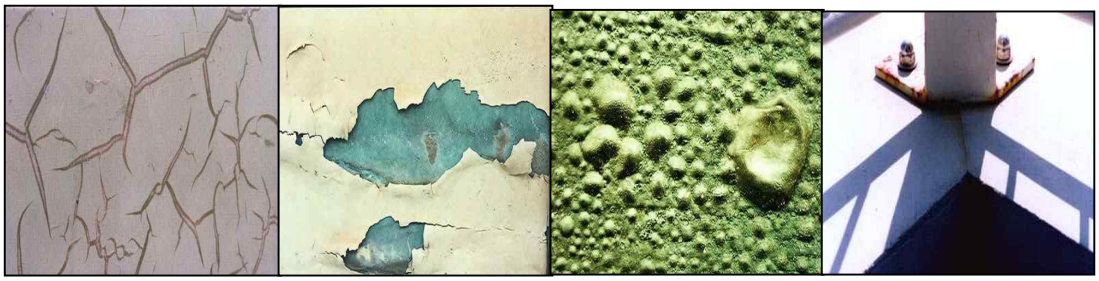
그림 3.301 1000℃ 열처리 시편의 밀도, 열확산계수, 열전도도 관계 비교

나. 성능향상 지표를 기반으로 내화성능지표 및 평가 방안 제시

(1) 목적

내화피복의 장기 사용 시 옥·내외 환경에서 수분, 온도 등의 환경 열화 요인에 의하여 내화성능 저하가 발생하여 실제 화재 시에 내화피복의 성능을 제대로 발현하지 못하는 장기내구성 문제가 나타날 수 있다.

그림 3.302는 내화피복의 시공 이후 장시간이 경과되었을 때 온도, 습도 등의 환경 열화 인자에 의해 발생한 갈라짐, 박리, 부풀음, 녹발생의 고장 모드를 나타낸 것이며 이러한 고장 모드는 내화피복의 내구수명을 단축시켜서 실제 화재 시에 내화성능의 발현을 저하시키게 된다.



(a) 갈라짐 (b) 박리 (c) 부풀음 (d) 녹발생

그림 3.302 내화피복의 고장 모드

따라서 시험 진행의 용이성, 시험 시간, 시험 결과의 신뢰성 및 재현성을 고려하여 환경 열화 요인에 대한 내화피복의 내구성능을 평가하여 제품의 품질관리, 내후신뢰성 향상 및 제품 개발의 guide 제시가 필요하다.

(2) 방법

- 차열성 측정

  그림 3.303은 온도 증가에 따른 강재의 강도 변화를 나타낸 그래프이며 온도가 증가함에 따라 강재의 온도는 감소하는 경향을 보인 것이다. 강재가 상온에서 가지는 강도에 비해 60%의 강도를 가지는 지점의 온도를 한계온도(Critical Temperature)라 하며 일반적으로 철골 부재가 붕괴 직전까지 견딜 수 있는 온도를 의미한다. 따라서 차열성은 화재 시험 중 시험편의 이면온도가 한계온도에 이르는 경과 시간(분)으로 표현하였다.

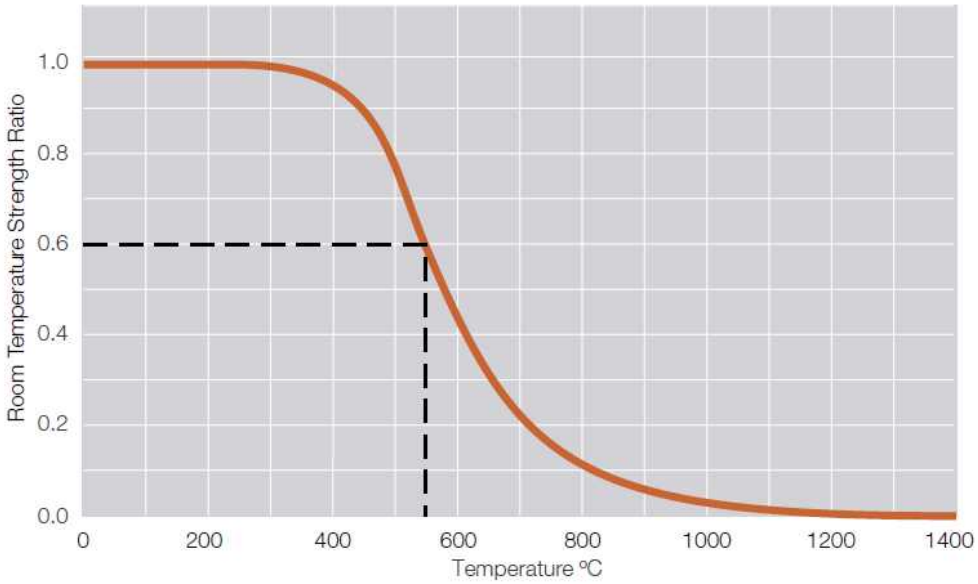


그림 3.303 온도 증가에 따른 강재의 강도 감소

- 팽창도 측정

내화도료는 열에 의한 팽창으로 단열 및 내화 성능을 발현하게 되는데 장시간의 열화 시험에 노출된 시험편은 초기 시험편에 비해 내화도료의 팽창 성능이 감소하게 된다. 따라서 팽창도의 감소는 내화도료의 단열 성능을 저하시키므로 내화도료의 내구성능 저하를 팽창도로부터 정량적으로 평가하였다.

화재 시험을 통한 초기 시험편 및 열화 시험편에 대한 팽창도는 아래의 식에 따라 계산하였다.

$$I = \frac{A - B}{B}$$

여기에서

I : 팽창도

A : 화재 시험 후의 도막 평균 두께

B : 화재 시험 전의 도막 평균 두께

(3) 결과

- 고온고습 시험

고온고습법의 적합한 시험 조건을 찾기 위하여 우리나라 기후와 해외 규격 및 관련 자료를 참고하여 표 3.78과 같은 세 가지 시험 조건을 설정하여 내화도료 시험편의 고온고습 시험을 진행하였다.

표 3.78 고온고습 시험 조건

조건 명	고온고습 시험 조건
조건 A	(20±2)℃, (95±3)%
조건 B	(40±2)℃, (95±3)%
조건 C	(60±2)℃, (95±3)%

고온고습 열화 후에 내화도료 시험편의 외관 평가를 실시하였고 그 결과는 표 3.79과 같다. 조건 A와 조건 B에서는 고온고습 시험 이후에 외관에 큰 변화가 발생하지 않았으나, 조건 C의 경우는 그림 3.304와 같이 수일 이내에 내화도료의 부풀음과 박리현상이 발생하여 시험판으로부터 도막이 탈착되었다. 따라서 조건 C는 고온고습 시험 조건이 가혹하여 내화도료가 가지는 고온고습에 대한 내구성능의 한계를 벗어나는 것으로 판단되어 이후의 시험 평가는 조건 A와 조건 B에서 이루어졌다.

표 3.79 조건 별 외관 평가 결과

조건 명	외관 평가 결과
조건 A	이상 없음
조건 B	이상 없음
조건 C	부풀음 및 박리 현상



(a) 부풀음 현상 (b) 박리 현상

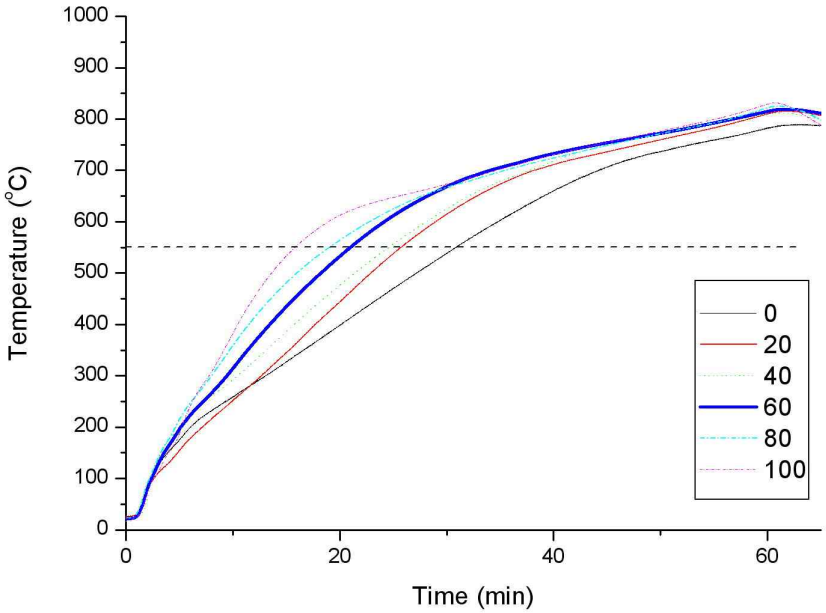
그림 3.304 조건 C에서의 내화도료 외관

그림 3.305(a)는 조건 A에서 내화도료 가를 각각 0일, 20일, 40일, 60일, 80일, 100일 동안 열화시험을 진행하고 난 후에 화재 시험을 통하여 표준 시간-가열 온도 상황에서 시험편의 이면온도를 측정한 그래프로 점선 부분은 한계온도인 550℃를 나타낸 것이고 그림 3.305(b)는 그림 3.305(a)에서 한계온도에 이르는 시간(Y축)을 열화 시간별(X축)로 나타낸 그래프이다.

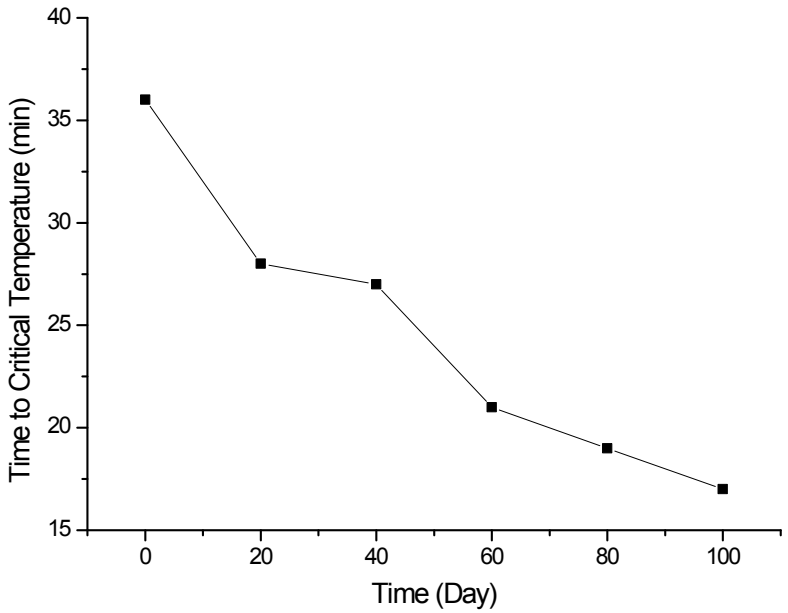
그림 3.306~그림 3.307에는 내화도료 가, 내화도료 나, 내화도료 다, 내화도료 라를 조건 A와 조건 B에서 한계온도인 550℃에 이르는 시간을 고온고습 시간 별로 함께 나타내었다.

모든 실험에서 고온고습 시험이 진행됨에 따라 한계온도에 이르는 시간이 단축되어 내화도료의 차열성능이 점차 저하됨을 확인할 수 있다. 특히 차열성능 저하속도는 조건 A에 비해서 조건 B가 빠름을 확인할 수 있으며, 이는 조건 A에 비해 20℃ 더 높은 온도조건에서 비롯된 것으로 생각할 수 있다.

내화도료의 내구성능을 평가함에 있어서 짧은 시험 시간에서 변별력 있는 결과를 보여주는 시험 조건이 유리하므로 열화속도가 빠른 조건 B가 조건 A에 비해 고온고습 시험 조건으로 적합한 것으로 판단된다.



(a) 표준 시간-가열 온도에서의 내화도료 가 이면온도



(b) 열화 시간에 따른 차열성능

그림 3.305 내화도료 가의 차열성능

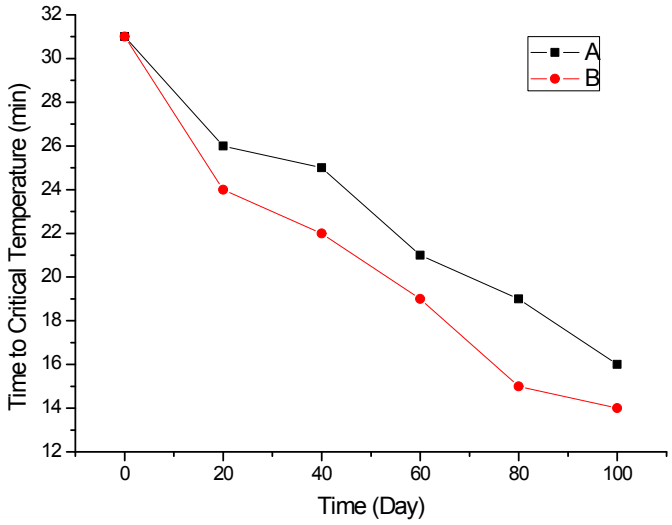


그림 3.306 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 가의 차열성

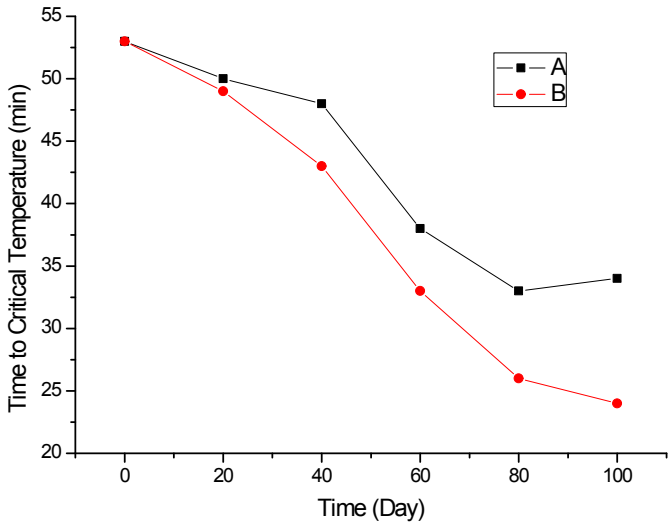


그림 3.307 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 나의 차열성

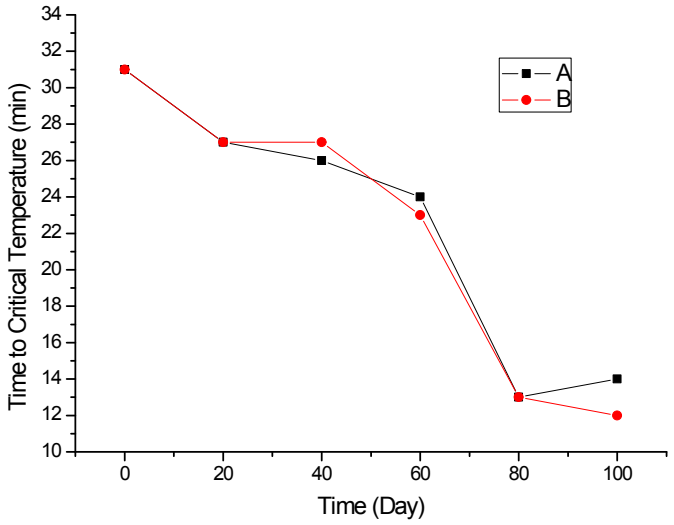


그림 3.308 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 다의 차열성

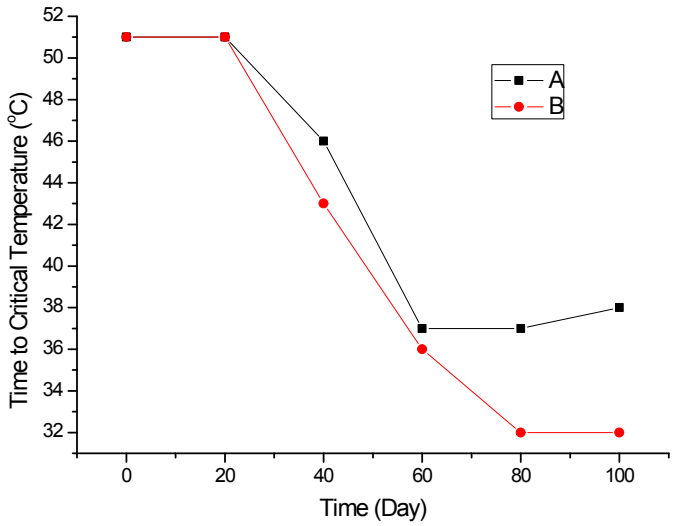


그림 3.309 고온고습 조건 A와 B에서 내화도료 라의 차열성

내화도료의 고온고습 환경에 대한 내구성능 저하를 파악하기 위해서 화재 시험 이후 팽창도를 측정하였다. 그림 3.310~그림 3.313에는 각 내화도료에서 측정된 팽창도와 차열성을 함께 나타내었다.

조건 B에서 고온고습 시험시간이 증가함에 따라 차열성과 팽창도가 모두 감소하는 유사한 경향을 보여주며, 이는 고온고습에 의한 내화도료의 열화가 차열성능을 저하시키고 내화도료의 팽창도 또한 저하시킴을 확인할 수 있다.

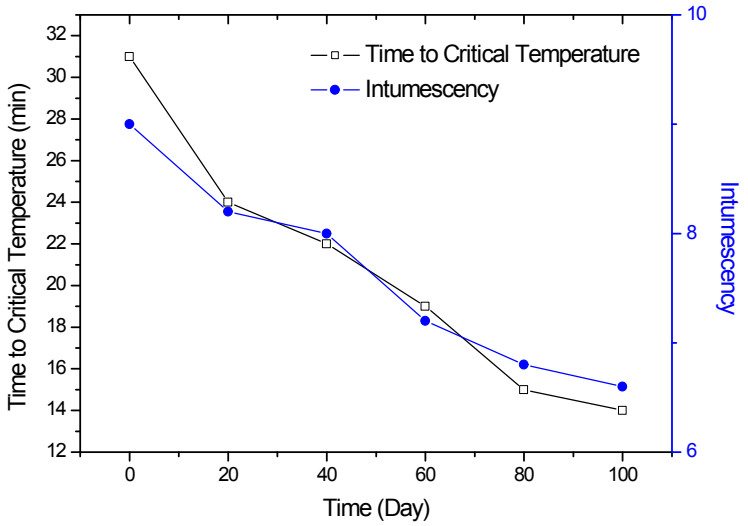


그림 3.310 고온고습 조건 B에서 내화도료 가의 팽창도와 차열성

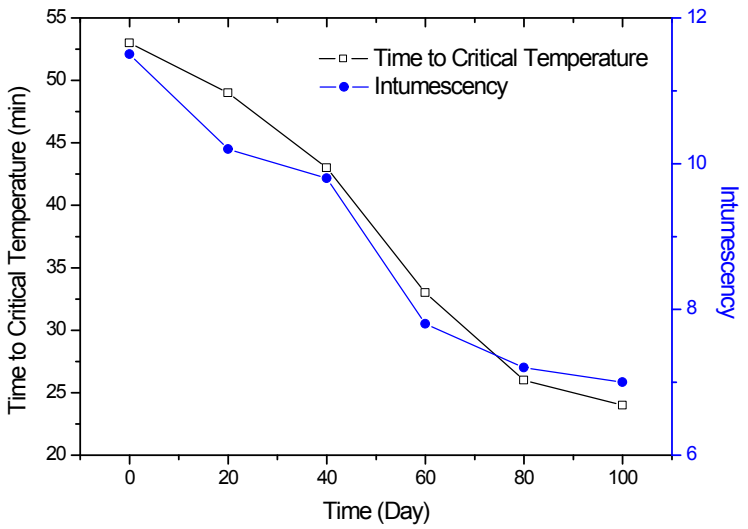


그림 3.311 고온고습 조건 B에서 내화도료 나의 팽창도와 차열성

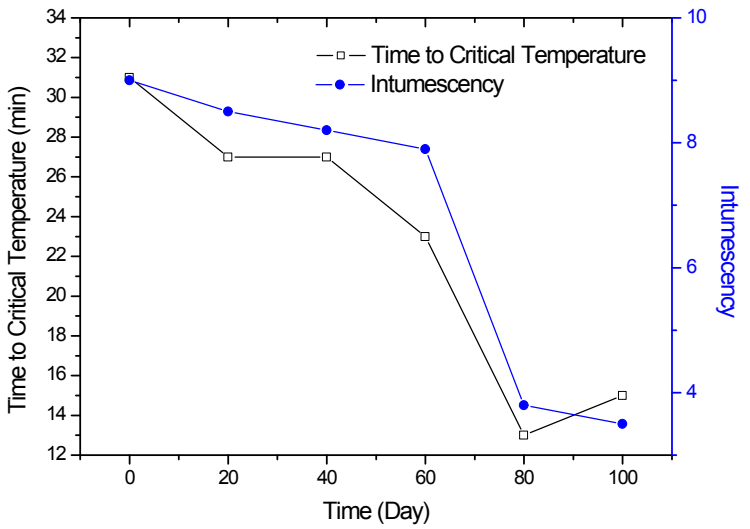


그림 3.312 고온고습 조건 B에서 내화도료 다의 팽창도와 차열성

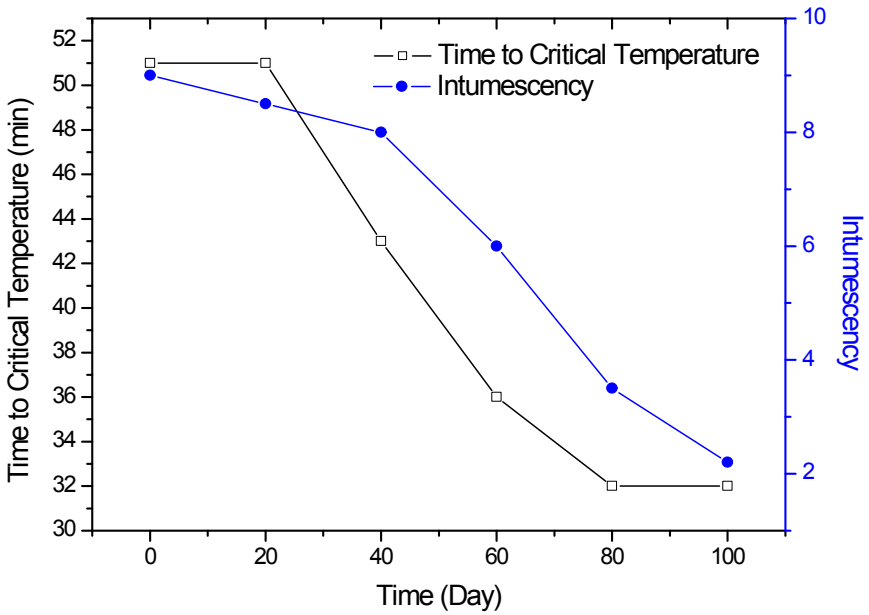


그림 3.313 고온고습 조건 B에서 내화도료 라의 팽창도와 차열성

그림 3.314는 선정된 고온고습 조건 B에서 측정된 뿜칠재의 차열성 변화를 나타낸 것으로 초기에는 상당히 우수한 차열성을 볼 수 있으나, 열화시험 초기에 급격한 성능저하를 확인할 수 있고 약 40일 경과 시에는 절반 이하로 성능이 떨어지는 것을 확인할 수 있다.

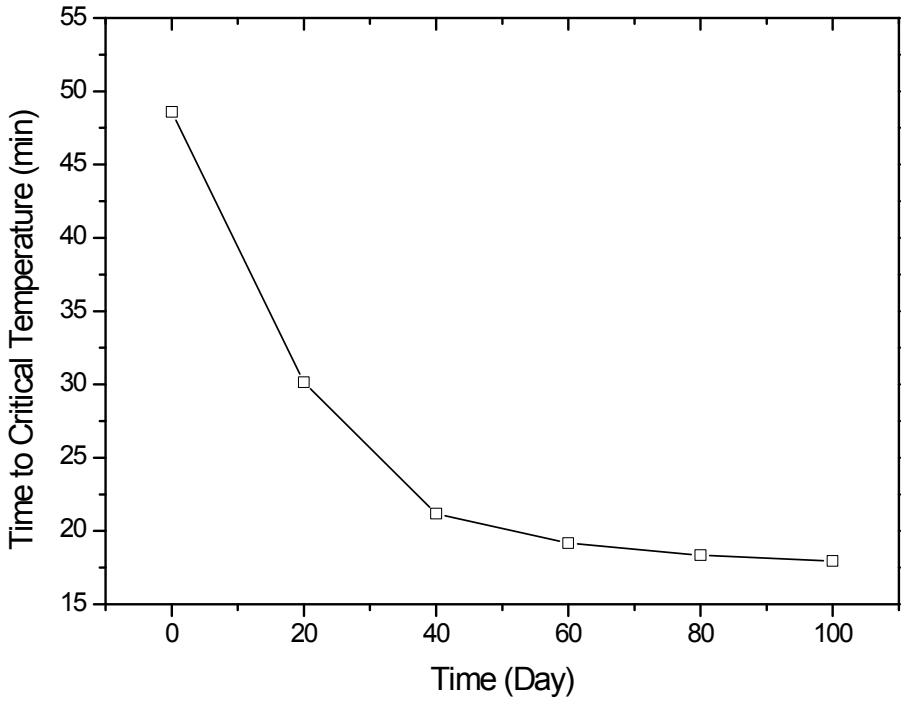


그림 3.314 고온고습 조건 B에서의 뿜칠재의 차열성

- 냉온반복 시험

냉온반복법의 적합한 시험 조건을 찾기 위하여 우리나라 기후와 해외 규격 및 관련 자료를 참고하여 표 3.80과 같은 세 가지 시험 조건을 설정하여 내화도료 시험편의 냉온반복 시험을 진행하였다.

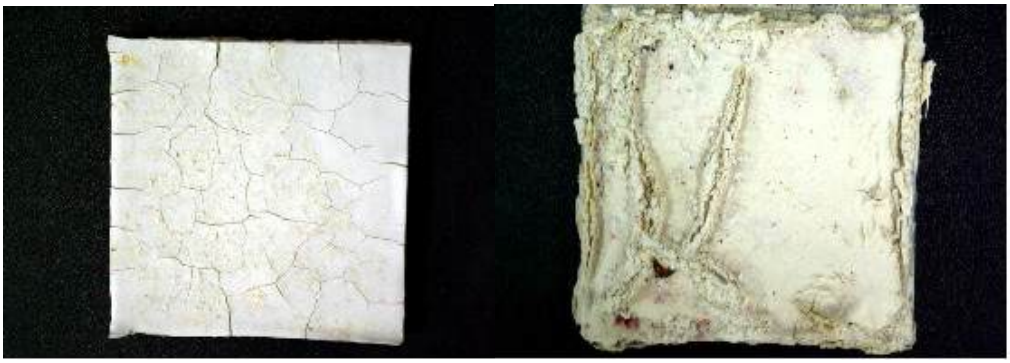
표 3.80 냉온반복 시험 조건

조건 명	냉온반복 시험 조건
조건 A	(25±2)℃, (-20±2)℃에서 각 10시간
조건 B	(40±2)℃, (25±2)℃, (-20±2)℃에서 각 6시간
조건 C	(65±2)℃, (25±2)℃, (-20±2)℃에서 각 6시간

냉온반복 열화 후에 내화도료 시험편의 외관 평가를 실시하였고 그 결과는 표 3.81과 같다. 조건 A와 조건 B에서는 고온고습 시험 이후에 외관에 큰 변화가 발생하지 않았으나, 조건 C의 경우는 그림 3.315과 같이 수일 이내에 내화도료의 갈라짐 및 박리현상이 발생하여 시험판으로부터 도막이 탈착되었다. 따라서 조건 C는 냉온반복 시험 조건이 가혹하여 내화도료가 가지는 냉온반복에 대한 내구성능의 한계를 벗어나는 것으로 판단되어 이후의 시험 평가는 조건 A와 조건 B에서 이루어졌다.

표 3.81 조건 별 외관 평가 결과

조건 명	외관 평가 결과
조건 A	이상 없음
조건 B	이상 없음
조건 C	갈라짐 및 박리 현상



(a) 갈라짐 현상 (b) 박리 현상

그림 3.315 조건 C에서의 내화도료 외관

그림 3.316~그림 3.319은 내화도료 가, 내화도료 나, 내화도료 다, 내화도료 라를 조건 A와 조건 B에서 한계온도인 550℃에 이르는 시간을 냉온반복 열화 시간 별로 함께 나타낸 그래프이다.

모든 실험에서 냉온반복 시험이 진행됨에 따라 한계온도에 이르는 시간이 단축되어 내화도료의 차열성능이 점차 저하됨을 확인할 수 있다. 특히 차열성능 저하속도는 조건 A에 비해서 조건 B가 빠름을 확인할 수 있다.

내화도료의 내구성능을 평가함에 있어서 짧은 시험 시간에서 변별력 있는 결과를 보여주는 시험 조건이 유리하므로 열화속도가 빠른 조건 B가 조건 A에 비해 냉온반복 시험 조건으로 적합한 것으로 판단된다.

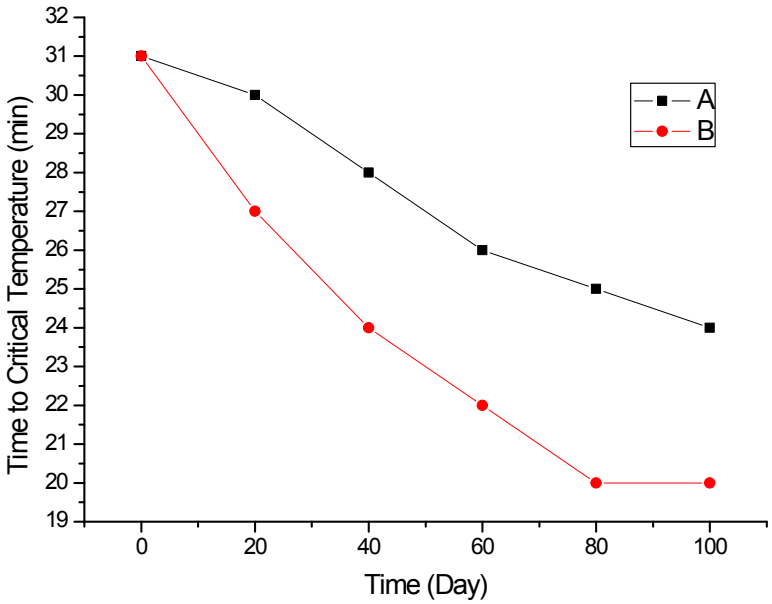


그림 3.316 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 가의 차열성

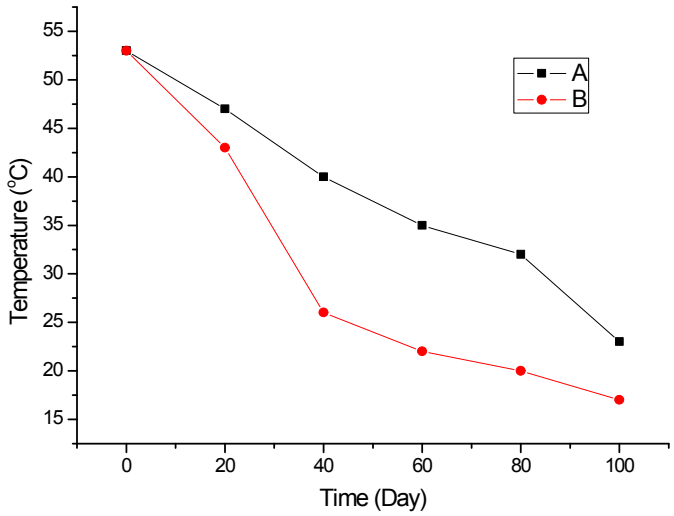


그림 3.317 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 나의 차열성

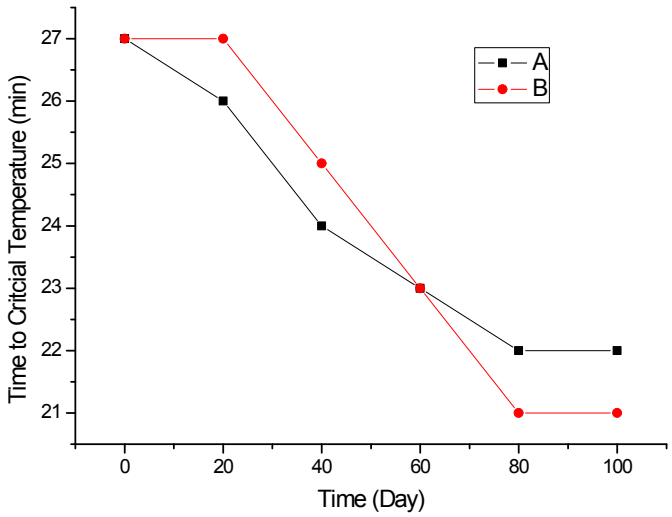


그림 3.318 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 다의 차열성

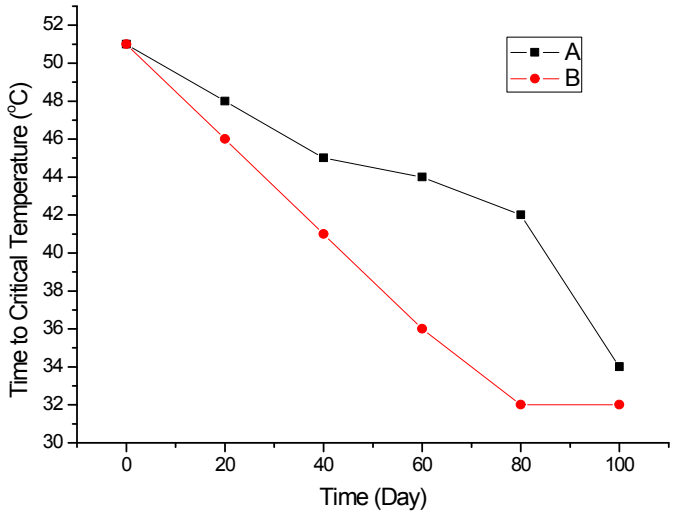


그림 3.319 냉온반복 조건 A와 B에서 내화도료 라의 차열성

- 팽창도

내화도료의 냉온반복 환경에 대한 내구성능 저하를 파악하기 위해서 화재 시험 이후 팽창도를 측정하였다. 그림 3.320~그림 3.3234는 각 내화도료에서 측정된 팽창도와 차열성을 함께 나타낸 그래프이다.

조건 B에서 냉온반복 시험시간이 증가함에 따라 차열성과 팽창도가 모두 감소하는 유사한 경향을 보여주며, 이는 냉온반복에 의한 내화도료의 열화가 차열성능을 저하시키고 내화도료의 팽창도 또한 저하시킴을 알 수 있다.

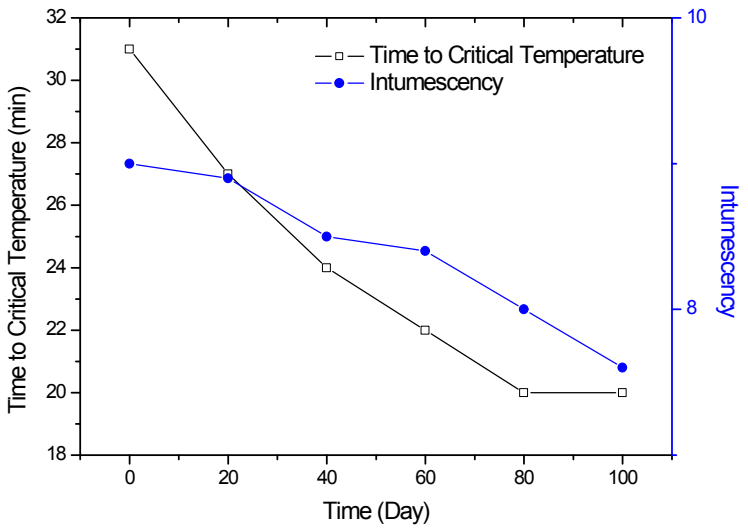


그림 3.320 냉온반복 조건 B에서 내화도료 가의 팽창도와 차열성

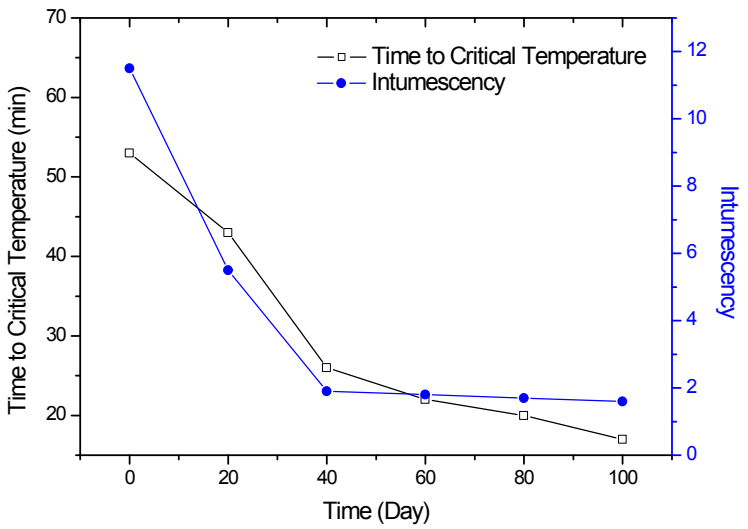


그림 3.321 냉온반복 조건 B에서 내화도료 나의 팽창도와 차열성

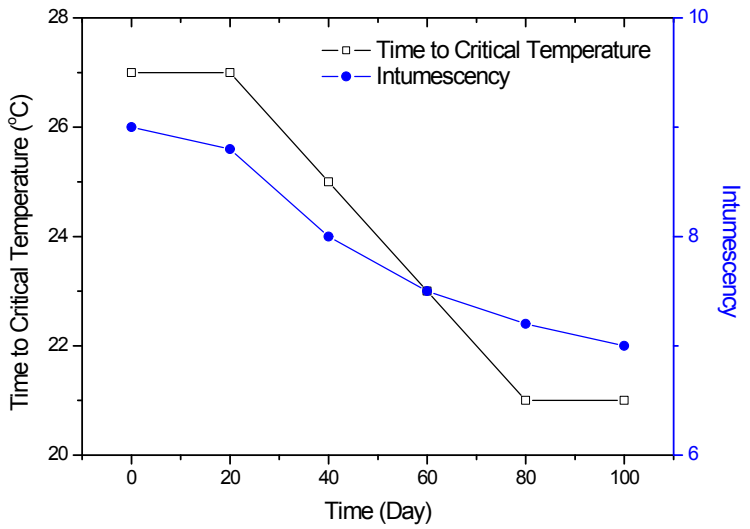


그림 3.322 냉온반복 조건 B에서 내화도료 다의 팽창도와 차열성

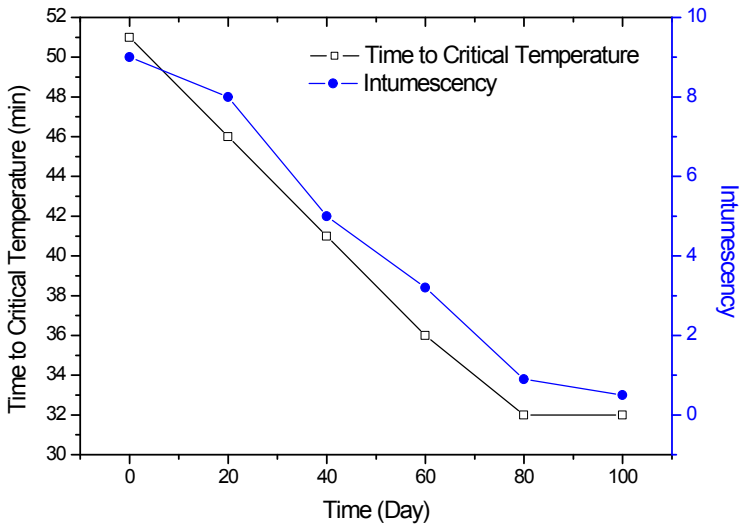


그림 3.323 냉온반복 조건 B에서 내화도료 라의 팽창도와 차열성

그림 3.324에는 뿜칠재에 대해 냉온반복 조건 B에서 차열성의 변화를 나타내었다. 초기에 약간의 성능저하를 보이다가 약 40일 경과 후에 급격한 차열성 저하를 보이는데, 이는 고온과 저온을 반복하면서 내부에 형성되는 미세 균열이 20-40일 사이에 크게 전파되면서 뿜칠재의 단열능력을 심하게 떨어뜨리는 것으로 생각된다.

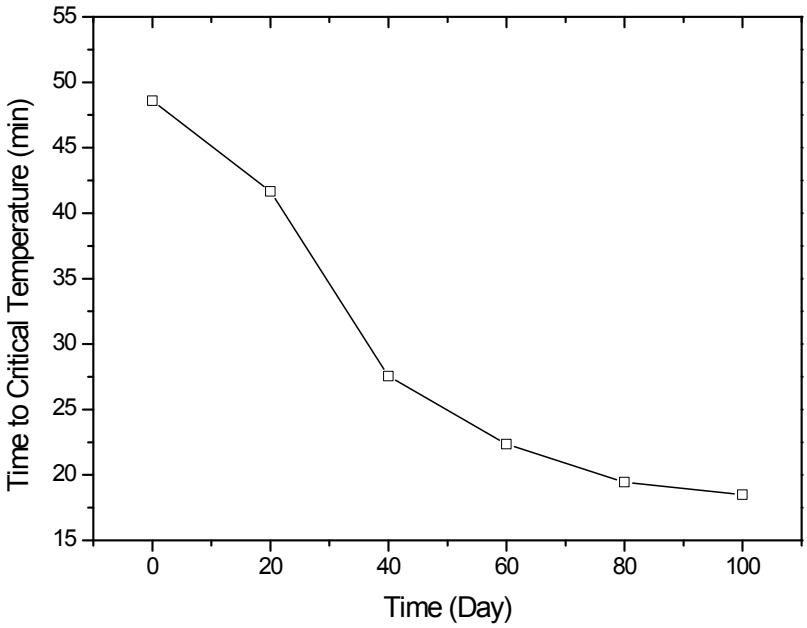
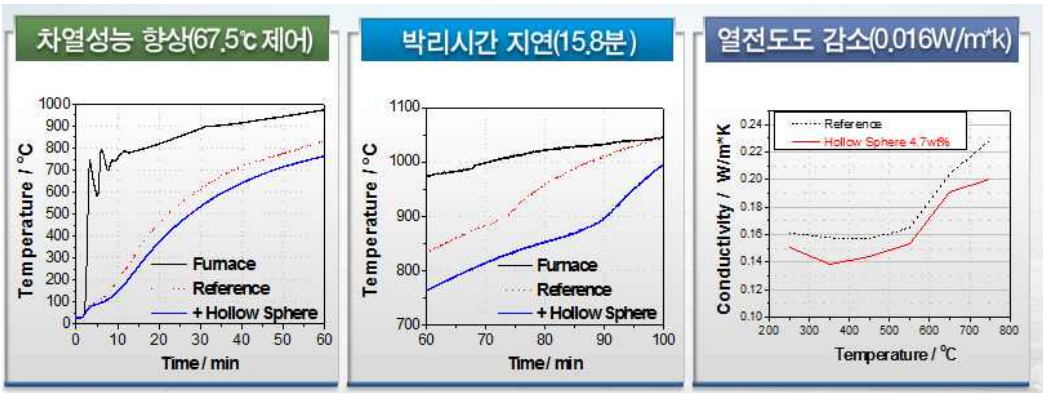


그림 3.324 냉온반복 조건 B에서 뿜칠재의 차열성

(4) 소결



본 연구를 통해 내화피복재 성능향상 기술개발을 위해서 하이템에서 기존에 개발한 FC-MAX (내화도료재)의 내화피복재의 성능(차열성능/박리시간/열전도도)을 향상시킬 수 있는 핵심기술(중공형 세라믹 혼입첨가)을 확보하였다.

이러한 핵심기술을 통해 내화피복재의 성능향상이 가능하며, 또한 기존에 이러한 성능향상정도를 평가할 수 없었던 시험항목(내화도료 장기내구성 평가 시험방법)을 본 연구를 통해 도출함으로써 현재 KS로의 제안을 현재 추진 중에 있다.

표 3.82 고온고습법 조건 선정 결과

조건 명	고온고습 시험조건	결과
조건 A	(20±2)℃, (95±3)%	열화속도 느림
조건 B	(40±2)℃, (95±3)%	열화속도 빠름(적합)
조건 C	(60±2)℃, (95±3)%	부풀음 및 박리 현상 발생

표 3.83에 냉온반복 시험 조건에 따른 최종 냉온반복 시험결과를 요약하였다.

시험 조건 B가 조건 A에 비해 열화속도가 빨랐으며 비교적 짧은 시간에 내화도료의 내구성 저하를 파악하는데 용이하였다.

조건 C의 경우는 열화 시험 이후에 화재 시험에 의한 평가가 불가능할 정도로 심각한 갈라짐 및 도막 탈착 현상이 발생하였으므로 시험 조건으로 적당하지 않는 것으로 판단된다. 따라서 차열성 뿐만 아니라 팽창도 및 부착강도에 있어서도 냉온반복 환경에서의 내구성능 저하를 파악하는 것이 가능하고 그 경향을 명확히 보여주는 조건 B가 냉온반복법의 시험 조건으로 적합하다고 판단하여 조건 B를 냉온반복법의 시험 조건으로 최종 선정하였다.

표 3.83 냉온반복법 조건 선정 결과

조건 명	고온고습 시험 조건	결과
조건 A	(25±2)℃, (-20±2)℃에서 각 10시간	열화속도 느림
조건 B	(40±2)℃, (25±2)℃, (-20±2)℃에서 각 6시간	열화속도 빠름(적합)
조건 C	(65±2)℃, (25±2)℃, (-20±2)℃에서 각 6시간	갈라짐 및 박리 현상 발생

뿜칠재의 경우 초기에는 비교적 우수한 차열성을 보이는 반면 고온고습 환경에서 급격한 성능저하를 보이며 냉온반복 환경에서도 상당히 빠른 열화를 관찰하였다. 두 경우 모두 약 40일 이내에 절반 이하 수준으로 성능이 저하됨을 확인하였다.

제 4 절 결론

(1) 상온실험에서 9m 보의 경우 초기 탄성구간 단면 강성의 차이가 없으며 같은 기울기의 변화로 거동하였다. 80tonf 부근에서 스터드의 유·무에 따라 변위 차이가 발생하였다.

(2) 상온실험에서 스터드를 사용하지 않아도 콘크리트 슬래브와 비대칭H형강 자체의 부착력만으로 강성발현이 충분함을 확인하였다.

(3) 기준 시험체와 웹두께 증가 시험체, 웹높이 증가시킨 시험체의 비교에서 웹두께 증가 시험체와 웹높이 증가 시험체의 경우 기준시험체에 비하여 초기 강성이 증가하였고, 최대하중은 웹두께 증가시킨 시험체가 웹높이 증가 시험체와 비교하여 13% 증가되었다.

(4) 화재실험에서 하중비 0.3과 0.15 시험체는 각각 90분과 150분에서 중앙부 처짐이 150mm에 도달하고 내력이 크게 감소하였다. 시험체의 파괴형상은 하부플랜지 및 콘크리트가 열화되고, 부재의 휨강도가 감소하므로 휨변형이 크게 증가하였다. 휨변형에 따른 슬래브 콘크리트가 휨압축 파괴되었고, 데크와 클로저 등 연결된 경량강판도 국부적인 변형이 동반되었다.

(5) Melamine의 경우 세가지 실험에서 모두 피크가 사라졌으며 수분의 영향으로 파괴되는 것으로 판단된다.

(6) Resin이 알데이드와 케톤으로 분해되어 카르보닐기가 증가하는 반응은 UV 조사 조건에서 가장 심하게 발생하였으며 분해 이후 반응이 진행되어 카르보닐기의 피크가 줄어드는 것으로 나타났다.

(7) 내화도료는 수분에는 비교적 안정적이나 UV나 산성 염수 성분에 의해서 파괴되는 것으로 추측되며 무기질 수성 도료의 경우 상도를 입히지 않을 경우 수분에 의해서 쉽게 소실 될 수 있는 것으로 나타났다.

(8) ASB 단면의 두께 변화에 기초하여 합성보의 화재 거동은 무피복 60분의 화재 거동을 달성 할 수 있음이 증명되었다. FE 해석결과 웨브 하부 반의 두께를 증가시킨 단면이 가장 효과적이었다.

(9) 비대칭H형강 합성보 화재실험에서 하중률에 따른 내화성능 비교에서 표준단면 시험체의 하중률 0.4의 경우 무피복 60분 내화성능을 보유하였으며, 단면의 웨브를 변수로 한 실험에서 웨브의 두께 증가가 내화시간을 연장하는데 효과적이었다.

(10) 고온 합성보 실험에서 무피복 조건에서 하부플랜지와 웨브의 중앙부까지는 온도 상승이 거의 같으며, 가열 후 15분 이내에 600℃에 도달하였다. 스터드와 상부플랜지가 비교적 충분한 강도를 유지하고 있는 시점이라도 무피복 하부 강재의 내력 상실로 인해 휨변형이 과도하게 발생하였으며 콘크리트 슬래브의 압축파괴가 동반되었다.

(11) 고온 합성트러스의 실험에서 단면 온도분포는 표준화재 14분 경과 시까지 하현재와 사재는 거의 같은 비율로 증가하였고, 콘크리트 슬래브의 온도는 낮은 분포를 나타냈다. 사재의 단면에 따라 분류된 두 시험체는 하중률에 따라 내화시간이 10~14분의 나타났다.

(12) 내화피복재 적용 화재거동 분석 실험에서 유성유기계와 수성무기계 내화도료의 열적 특성과 온도에 반응 비교에서 수성무기계 내화도료는 넓은 범위에서 무게변화와 발포가 일어나는 반면 유성유기계 내화도료는 200℃ 근처에서 60% 가량의 물질이 반응을 하였다.

(13) 약 512℃에서 유성유기계와 수성무기계 내화도료의 열전도는 각각 7.05×10-3 와 3.06×10-2-w-1K-1이었으며, 단열을 통해 차이를 줄일 수 있을 것으로 예상된다. 수성무기계 내화도료에 알루미나 입자를 첨가하여 내화성능의 향상이 가능하였고, 일반적인 형태의 알루미나에 비해 다공성 알루미나를 사용할 경우 같은 첨가량에서 2배 가량의 효과를 볼 수 있었다. 다공성 알루미나를 이용하면 그렇지 않은 경우에 비해 내화도료로 인한 온도 상승 억제가 60% 가량 상승할 수 있었고, 내화도료의 박리 시간을 25% 가량 지연시킬 수 있었다.

(14) 실구조물 설계안 제시에서 대상건물에 대한 안정성 평가에서 구조해석 결과 풍하중 변위비는 최대 H/4842 이었으며, 지진하중에 대한 층간 변위비는 최대 0.0073으로 횡력에 대한 안정성 평가를 만족했다.

(15) 무피복 실험체는 실험 시작 후 67분까지는 점차적으로 변형이 증대 되었으나 68분 이후 비대칭H형강 합성보의 강성저하로 인하여 급격하게 처짐량이 증대 되었다.

(16) 90분 내화도료를 도포한 시험체의 경우 157분에 한계 처짐인 140 mm에 도달하였으며 중앙부의 내화도료 탈락으로 인한 하부플랜지의 직접적인 열전달로 인하여 강성저하가 급속히 발생하였다.

(17) 90분 내화뿜칠재를 도포한 시험체는 180분까지 처짐량이 완만하게 증가하였으며 180분 경과 후 최대처짐량은 28.1 mm이었으며 하부플랜지의 화재에 대한 강성저하를 효율적으로 보완한 것으로 나타났다.

(18) 노출면인 하부플랜지에 내화도료를 도포한 시험체의 온도 분포 곡선 분석에서 상부플랜지의 경우 170분 경과 후 강재의 내력이 감소되는 시점인 400℃까지 온도 상승이 거의 없었다. 콘크리트에 매립되어 있는 상부플랜지가 온도의 영향을 거의 받지 않은 것으로 나타났다.

(19) 하부플랜지에서 10 mm 상부에 위치한 열전대의 경우 98분 경과 후 400℃를 넘어 강재의 내력 감소가 시작되었으며 웨브 중앙의 하부에 설치된 열전대의 경우 128분 경과 후 모두 400℃를 넘어 강재의 강성 저하가 발생된 것으로 나타났다. 156분 경과 후 하부 플랜지의 강성은 2% 정도의 잔존강도만 남는 것으로 나타났다.

(20) 무피복 시험체의 경우 26분 경과 후 400℃에 도달하였으며 내화도료 도포 시험체와 초기 강성을 비교하였을 때 내화도료를 도포한 시험체가 72분의 내화성능이 확보 되었다.

(21) 내화도료 도포 시험체의 경우 성능적 내화설계에 따라 90분 내화성능의 내화재를 도포하였으며 180분 내화성능 조건을 만족시켰다. 추후 성능적 내화설계에 따라 구조물 설계를 한다면 90분 가량의 내화 뿜칠재의 공사비를 줄일 수 있을것으로 판단된다.

(22) 2차년도 실험결과를 토대로 FE 수치해석을 한 결과 웨브에서의 하중 지지능력 비율이 높을수록 내화성능이 향상되는 것으로 나타났다.

(23) 제반요소 기회비용을 분석한 결과 기본모듈에 대한 골조 공사비는 RC구조가 가장 경제적인 것으로 나타났으나 구조물의 자중 증가에 따른 기둥 및 기초공사 비용의 증가와 공기의 증가 등과 같이 다각적인 검토 평가가 필요할 것으로 판단된다.

(24) 철공 골조 공사비 비교에서 합성플로어 공법이 강구조에 비해 약 10% 정도 경제적인 것으로 분석되며 철골물량은 강구조 공법이 합성플로어 공법에 비하여 약 155%가 증가되는 것으로 나타났다.

(25) 고층 건축물이 될수록 강구조의 골조 공사비용과 철골에 대한 물량이 증가함에 따라 합성플로어 공법에 비하여 비경제적이며 내화성능 및 층고 절감 등의 효과가 강구조에 비하여 매우 우수한 것으로 판단된다. 또한 합성플로어 공법의 활용이 증가될 것으로 판단된다.

(26) 단위 모델에 대한 3시간 사양적 설계법에 의한 내화비용 결과 합성플로어 공법은 강구조 공법에 비하여 약 74%의 내화비용으로 시공이 가능하다. 성능적 설계법과 사양적 설계법의 내화비용 분석결과 성능적 설계법에 의한 설계가 사양적 설계법에 의한 설계보다 약 25%의 비용절감이 가능한 것으로 조사되었다.

(27) 실구조물 설계 적용(예)에서 23층 오피스 건물과 60층 주상복합 건물에서 23층 건물의 경우 강구조보다 8.37m, RC조에 비하여 5.29m의 층고 절감 효과가 나타났으며 총공사비 RC보 시스템보다는 6.7% 증가하지만 강구조 시스템보다는 7.6% 감소한다.

(28) 고온 DSC를 활용한 비열측정과 비접촉식으로 열확산계수를 측정할 수 있는 LFA 기법을 이용하여 높은 porosity를 가지는 내화도료에서의 온도에 따른 열전도도를 구하였으며 팽창이 완전히 진행된 이후의 온도영역에서의 열전도도는 약 0.15-0.3 W/m*K 사이의 값을 가지면서 온도에 따라 증가하는 경향을 보이고 있다.

(29) 내화도료 및 뿜칠재 내화피복에 대해 고온고습 환경 및 냉온반복 상황에서의 열화를 진행하고, 소형 시편으로 차열 성능을 확인할 수 있는 방법을 확립하였다. 대부분의 내화도료는 열화시간에 대해 선형적인 성능저하를 보이는

반면, 뿜칠 내화피복은 초반에 급격한 성능저하를 보이는 것을 볼 수 있었다. 이러한 내화피복의 열화현상 결과를 바탕으로 내화구조 설계단계에 환경적 영향으로 인한 내화성능 변화를 반영할 수 있다.

제 4 장 연구개발목표 달성도 및 관련분야에의 기여도

제 1 절 연구개발목표 달성도

1. 연구개발 수행 진도율

구 분 / 연구내용	추 진 일 정							진도(%)
	12	1	2	3	4	5	6	
◦ 국내/선진국 적용사례분석 및 합성구조물 내화성능 문헌조사	▬▬	▬▬	▬▬	▬▬				5
◦ 비대칭H형강 합성보 상온조건 휨 성능선행실험 (ULS)	▬▬	▬▬	▬▬	▬▬				5
◦ 비대칭H형강 합성보 화재 거동 기반실험 (하중율과 강재단면조정)				▬▬	▬▬	▬▬		12
◦ 실험결과 검증을 위한 신뢰성 기반 전열해석수행			▬▬	▬▬	▬▬	▬▬		12
◦ 비대칭H형강을 활용한 다양한 지간길이의 구조물 설계 분석		▬▬	▬▬	▬▬	▬▬	▬▬		12
◦ 경제성/시공성 검토 및 접합부 구조성능 고찰			▬▬	▬▬	▬▬	▬▬		10
◦ SBF 요소 설계(안) 제시			▬▬	▬▬	▬▬	▬▬		10
◦ 표준화재 재하/비재하 조건 뿜칠과 도료 피복재 고온물성 분석	▬▬	▬▬	▬▬	▬▬	▬▬			12
◦ 내화피복재 재하율에 따른 내화거동 성능분석		▬▬	▬▬	▬▬	▬▬	▬▬		12
◦ 내화 피복의 내후성 측정 실험			▬▬	▬▬	▬▬			10
총 진도율	5	23	31	15	15	11		100

구 분 / 연구내용	추 진 일 정												진도(%)
	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	
◦ 열전도 FE해석기반 합성구조물 화재조건 최적화 형상설계		▬ ▬	▬	▬ ▬	▬	▬	▬ ▬						5
◦ 고온영역 화재강도에 따른 강성감소율 분석기반 화재거동분석		▬ ▬	▬	▬ ▬	▬	▬	▬ ▬						5
◦ 최적화 단면설계에 대한 합성보 화재거동 실험		▬ ▬	▬	▬ ▬	▬	▬	▬ ▬	▬					10
◦ 고온 합성보의 전단 부착 강도 영향력 실험 연구		▬ ▬	▬	▬ ▬	▬	▬	▬ ▬	▬					10
◦ FE기반 합성보 내화거동 해석기법 분석 및 고찰			▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬				10
◦ 중·장지간 합성보 내화거동 수치해석 기초연구			▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬				10
◦ 화재강도 조정기반 FE 화재거동 해석			▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬				10
◦ 형상조건에 따른 고온영역 물성확보				▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬			10
◦ 내화피복재 적용 화재거동 분석				▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬			10
◦ 내화실험 분석기반 구조적 강성저하 경향 검토					▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬		10
◦ 실제 건축물 적용성(FLS) 및 설계(안) 제시					▬ ▬	▬	▬	▬	▬	▬ ▬	▬		10
◦ 종합보고서 작성													
총 진도율													100

····· 당초계획

▬▬▬▬▬ 실 적

구 분 / 연구내용	추 진 일 정																			진도(%)
	6	7	8	9	10	11	12	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	
◦ 중·장지간 비대칭H형강 합성보의 화재거동 실험연구												▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	20
◦ 최적내화거동을 확보할 수 있는 비대칭H형강 합성보의 실험		▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬						15
◦ 내화거동 수치해석 기법을 토대로 내화설계 기술 제안								▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬		10
◦ 제반요소 기회비용 분석 및 실무적 내화설계기술 제안				▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬		10
◦ 실 건축구조물 사양적/성능적 내화설계기반 비교연구					▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬			15
◦ 현장적용 실구조 설계(예) 제시											▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	10
◦ 고온물성 분석기반 최적화 내화피복 성능설계 기술/지침 개발		▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬	▬				20
◦ 종합보고서 작성																				
총 진도율																				100

2. 연구개발 목표의 달성도

연구 목 표	달성도 (%)	내 용
◦ 열전도 FE해석기반 합성구조물 화재조건 최적화 형상설계	100%	- 합성구조물 열역학적 특성과 재료의 고온물성 특성을 기반으로 합성보의 형상 심화연구 - 강재부분의 상·하부 플랜지 및 웨브 형상 및 슬래브 인입 깊이 조정 등의 FE해석
◦ 고온영역 화재강도에 따른 강성감소율 분석기반 화재거동분석	100%	- 화재실험 결과를 기반으로 구조물의 형상 조정시 소성모멘트(강성) 감소 분석
◦ 최적화 단면설계에 대한 합성보 화재거동 실험	100%	- 비대칭H형강 합성보 화재거동 시험체 제작 (4개) - 합성보 형상 변화(웨브두께)를 통한 합성보 거동 분석 - 하중률에 따른 영향력 검토 및 화재거동 분석
◦ 고온 합성보의 전단 부착 강도 영향력 실험 연구	100%	- 전단 합성율을 변수로 하여 합성보 화재거동 시험체 제작(4개) - 하중율에 따른 거동을 실험 및 분석
◦ FE기반 합성보 내화거동 해석기법 분석 및 고찰	100%	- 상용 FE 프로그램을 이용하여 단면 형상 변화에 따른 구조내력 비교 및 분석
◦ 중·장지간 합성보 내화거동 수치해석 기초연구	100%	- 기존 4M 합성보의 실험 및 FE 해석을 기반으로 6-9M 중·장지간 합성보의 FE 해석 연구
◦ 화재강도 조정기반 FE 화재거동 해석	100%	- 열전도 FE해석전용 형상설계 해석변수 및 형상조건 검토
◦ 형상조건에 따른 고온영역 물성확보	100%	- 내화피복재 화재거동분석을 바탕으로 고온영역 물성을 확보하여 고품질 내화도료 제품개발과 최적 내화피복설계법의 개발
◦ 내화피복재 적용 화재거동 분석	100%	- 뿜칠&도료 피복제의 내화성능·화재거동 특성을 분석
◦ 내화실험 분석기반 구조적 강성저하 경향 검토	100%	- 신뢰성기반 내화모형실험의 수행기반을 마련과 내화모형실험 결과의 검토 및 분석
◦ 실제 건축물 적용성(FLS) 및 설계(안) 제시	100%	- 실구조물 시공시 적용성 검토와 설계안 제시 및 분석

연구 목 표	달성도(%)	내 용
◦ 국내/선진국 적용사례분석 및 합성구조물 내화성능 문헌조사	100%	- 국내·외 슬림 플로어 합성보 적용사례조사 및 분석 - 국외 슬림 플로어 공법의 적용성 파악 - 국내 철골조 건축 시장 동향 및 비대칭H형강 예상시장규모 조사
◦ 비대칭H형강 합성보 상온조건 휨 성능선행실험(ULS) 수행	100%	- 비대칭H형강 합성보 시험체 제작 - 실제규모 시험체 제작 (9.0m) - 화재거동실험과의 비교를 위한 시험체제작 (4.2m) - 설계변수에 따른 비대칭H형강의 거동 분석 - 합성보의 휨성능 평가 및 파괴형상 분석
◦ 비대칭H형강 합성보 화재 거동기반 실험 수행	100%	- 비대칭H형강 합성보 화재거동 시험체 제작 (5개) - 피복 및 철근보강을 통한 합성보 거동 분석 - 하중비에 따른 영향력 검토 및 화재거동 분석
◦ 실험결과 검증을 위한 신뢰성기반 전열해석수행	100%	- 비대칭H형강 합성보 단면에 관한 수치 해석모델 작성 - 화재실험과 수치해석결과의 비교 분석
◦ 비대칭 H형강을 활용한 다양한 지간길이의 구조물 설계 분석	100%	- SBF 지간길이에 따라서 구조물의 설계를 분석하고 SBF 설계(안)을 제시
◦ 경제성/시공성 검토 및 접합부 구조성능 고찰	100%	- SBF 설계시 기존의 방법과 경제성/시공성의 차이 비교 분석
◦ 3D SBF 요소 설계(안) 제시	100%	- 비대칭H형강을 활용한 다양한 지간길이의 구조물 설계분석
◦ 표준화재 재하/비재하 조건 뿜칠과 도표 피복제 고온물성 분석	100%	- 뿜칠형 피복제는 고온 물성인 열전도도, 열확산계수 및 비열을 측정 - 재하조건에서의 차는 맨드랠관을 이용한 피복의 균열에 대한 연구를 수행
◦ 내화피복제 재하율에 따른 내화거동 /성능 분석	100%	- 온도의 변화에 따른 내화 피복의 균열 및 박리를 연구 - 2차년도의 연구를 통하여 재하상황의 가열로 시험을 통하여 이미 획득된 결과와의 상관성을 도출함으로서 본 실험결과의 신뢰성을 확보
◦ 내화 피복의 내후성 측정 실험	100%	- 각각의 열화요인 및 이에 따른 영향력을 평가

연구 목 표	달성도(%)	내 용
◦ 중·장지간 비대칭H형강 합성보의 화재거동 실험 수행	100%	- 12M 중·장지간 실험체 제작 - 하부플랜지의 형상 변화 비교 시험체 제작 - 실구조 건축물 적용을 위한 장지간 보 실험
◦ 최적내화거동 확보 비대칭H형강 합성플로어 실험 연구 수행	100%	- 비대칭H형강 합성보 시험체 제작 - 무피복 상태에서 최적 내화거동 단면 확보를 위한 형상 변화 시험체 Built-Up 제작 - 웨브 및 하부 플랜지 형상 변화 시험체 제작 - 성능설계를 위한 최소 피복(내화뿜칠) 시험체 제작 - 단면 형상 변화 시험체와 기준시험체의 화재거동 비교 분석을 통한 최적 단면 형상 도출
◦ 합성플로어 실험 및 내화거동 수치해석 기법을 토대로 내화설계기술 제안	100%	- 합성플로어 실물 실험을 통한 각부분의 온도 분석을 통한 수치해석 - 수치해석을 통한 내화설계 기술의 제안
◦ 제반요소 기회비용 분석 및 실무적 내화설계 지침의 도출	100%	- 강합성 구조물과 합성플로어 구조물의 시공비용 및 기타 제비용의 분석
◦ 비대칭H형강 합성보의 내화거동 FE 수치해석	100%	- 합성플로어 실험 DATA를 토대로 FE 수치해석
◦ 실 건축구조물 사양적/성능적 내화설계기반 비교 연구	100%	- 실건축물에 사양적 설계와 성능적 설계 적용시 시공비용 및 제비용 비교 분석
◦ 현장적용 실구조 설계(예) 제시	100%	- 비대칭H형강 합성플로어를 활용한 실 건축구조물의 설계(예) 제시
◦ 고온물성 분석기반 최적화 내화피복 성능설계 기술/지침개발	100%	- -

제 2 절 대외 기여도

○ 재하 하중비에 따른 강도성능 저하의 분석을 토대로 적합한 합성보의 내화성능 FE해석 기술개발.
○ 합성플로어 시스템의 장지간 사용 특성에 따른 무피복 조건에서의 내화성능을 유지할 수 있는 최대지간 거리확보 내화설계지침 개발.
○ 내화피복제의 사용량 저감기반 성능기반 내화설계 요소기술 제시를 통해 화재 발생 상황 고품질의 내화성능 유지가 가능한 합성플로어 시스템 개발.
○ 중·장지간 합성플로어 내화거동 분석 및 최적화 피복 설계지침 제시를 통해 내화 피복 절감 효과로 인한 기술성 제고.
○ 단면형상/화재강도/재하하중에 따른 내화피복제의 고온 물성확보 및 내화피복 도료개발.
○ 합성플로어 시스템이 적용된 초고층/장지간 구조물의 화재 안정성 확보
○ 국내 실정에 적합한 최적 내화설계 기술 지침을 확립하고 구조물의 시공/설계 실무에 적용
○ 고효율의 내화성능이 확보된 비대칭H형강 합성플로어 시스템 성능기반 내화설계 요소 기술의 개발이 가능.
○ 최적 내화피복제의 성능기반 내화설계 요소 기술 제시를 통해 화재 발생상황 고품질의 내화성능 유지가 가능한 합성플로어 시스템 개발.
○ 국내 실정에 적합한 최적 내화설계 기술 지침을 확립하고 구조물의 시공/설계 실무에 적용.

제 5 장 연구개발결과의 활용계획

본 연구개발을 통해 얻은 결과와 이를 통해 개발된 기술들은 다음과 같은 측면에서 활용 가능할 것으로 판단된다.

○ 합성구조물의 성능기반 화재안전 내화설계기법의 방법 제안 (성능기반 내화설계기준 지침/기준, FE수치해석 기법개발 및 최적내화피복설계에 활용)

○ 선진외국의 성능기반 화재안전 설계기법의 최적 도입 & 국내실정에 적합한 최적 내화설계기술 지침(안)확립 (합성구조물의 화재안전성 내화설계 기법 개발 및 지침적용에 활용)

○ 성능기반 최적화 화재안전 내화설계기법개발 (합성플로어 구조물 시공/설계 실무 적용)

○ 화재강도/재하하중에 따른 내화피복제의 고온 물성확보 및 성능향상(최적피복설계)을 기반으로 내화피복의 성능설계 기법 도입

○ 다양한 합성 및 철골부재에 적용이 가능한 성능기반 최적화 설계 및 평가기법 개발

○ 현장 적용성 향상을 위한 신뢰성이 내포된 성능기반 내화설계 실무지침서 제시

○ 합성플로어 시스템의 장지간 사용 특성에 따른 무피복 조건에서의 내화성능을 유지할 수 있는 최대 지간 거리확보 내화설계지침 개발

○ 최적 피복 조건에서의 구조물 내화성능 향상을 분석기반 유지 보수와 품질관리 및 원가 상승 등의 다양한 문제점을 내포하고 있는 내화 피복제의 최적화 설계기술을 제시함.

○ 최적 내화피복제의 성능기반 내화설계 요소 기술 제시를 통해 화재 발생 상황 고품질의 내화성능 유지가 가능한 합성플로어 시스템 개발

○ 내화 도료의 화재시 거동 및 물성 변화 등을 체계적으로 연구하여 사용이 용이하면서도 안전하고 비용을 절감할 수 있는 처방을 개발하여 국내에 적절한 내화 시공의 기준을 마련할 뿐 아니라 기술력 향상을 통한 경제적인 이득도 기대할 수 있음.

○ 내화도료 및 열전도도가 중요한 단열 제품의 개발 및 성능 향상에 있어 필요한 실험적 기법을 제공하고, 재료의 선정 및 porosity 조절 단계에 있어서 이론적 예측 기법을 활용하여 개발기간 단축 및 비용 절감에 기여함.

○ 내화도료 및 뿜칠재의 열화요인별 대응방안을 제시하여 제품의 내후신뢰성 향상 방안을 제시하고 내구수명의 측정 및 예측 기술을 제공함.

제 1 절 대상공법 실무활용을 위한 경제성 분석

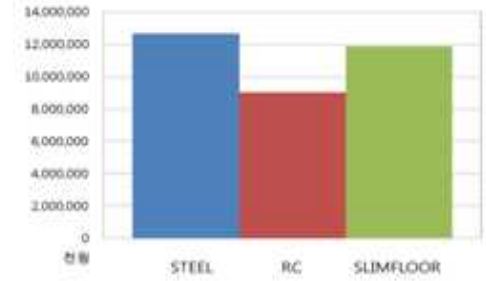
1. 구조형식별(RC/STEEL/ASB) 경제성분석

1) 경제성 분석목적: ASB공법과 기존공법(RC/STEEL)과의 비교를 통한 현장적용 효과 도출

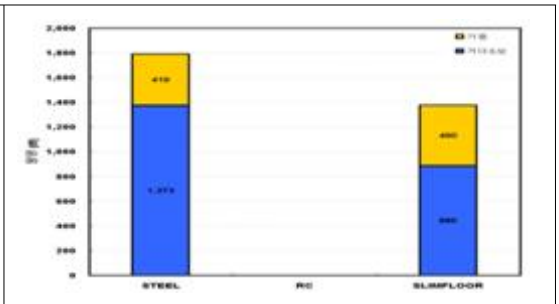
2) 비교조건: 동일한 하중 및 건물용도조건(발주처요구 동일 공사시방조건)에서 구조 형식별로 가상설계를 실시하고, 골조공사비를 일위대가를 통해 계산하여 구조 형식별로 경제성 분석을 실시함. (상세조건 P 173 참조)

3) 경제성 분석 결과

① 역삼동 D벤처 센터에 적용할 경우(22층)



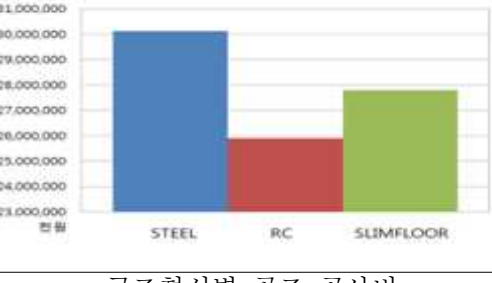
구조형식별 골조 공사비



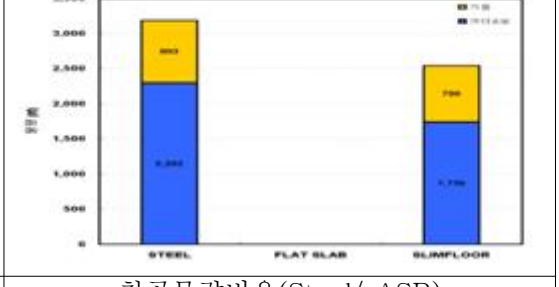
철골물량비용(Steel/ ASB)

- 골조공사비: Steel을 100%로 할 경우, RC는 71%이고 ASB는 93.6%로 철골구조 대신 ASB를 적용할 경우 6.4%의 전체 공사비 대비 골조공사비의 절감이 가능함.

② 센텀시티에 적용할 경우(60층)



구조형식별 골조 공사비



철골물량비용(Steel/ ASB)

- 골조공사비: Steel을 100%로 할 경우, RC는 86%이고 ASB는 92.3%로 철골구조 대신 ASB를 적용할 경우 7.7%의 전체 공사비 대비 골조공사비의 절감이 가능함.

→ 골조비 절감요인: Steel과 ASB의 골조비용이 절감되며, 이는 ASB의 경우 장스팬으로 작은 보의 생략이 가능하고, 층고절감으로 기둥물량이 감소되기 때문이다.

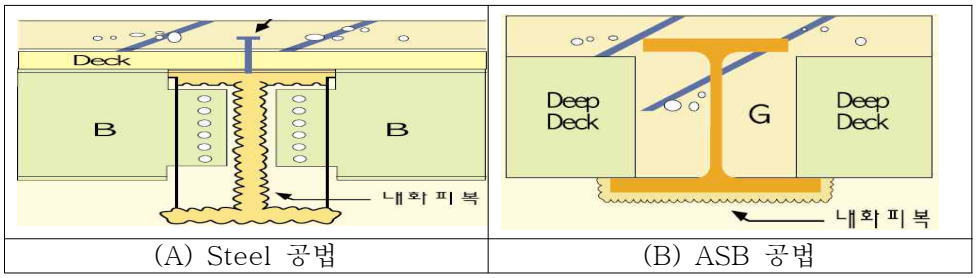
2. 내화피복 경제성 분석

1) 사양적 설계조건 적용

- 비교대상: Steel 구조공법 & ASB 구조공법(요구조건: 3시간 내화성능)
- 비교공법의 피복재 물량 차이

① 피복적용 단면면적 차이

- Steel: 상부플렌지, 웹, 하부플렌지(D벤처센터: 21,730㎡, 센텀씨티: 39,194㎡)
- ASB: 하부플렌지만 대상(D벤처센터:5,041㎡, 센텀씨티: 8,528㎡)



(A) Steel 공법 (B) ASB 공법

② 피복두께(내화성능)

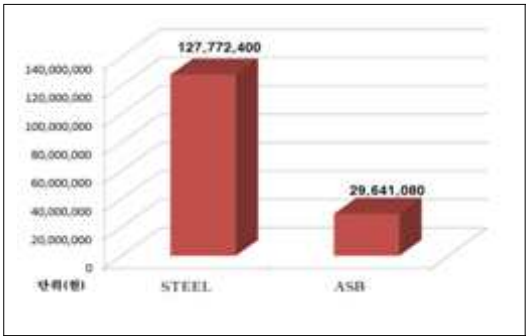
→ ASB의 자체적 내화성능을 고려하지 않고, 기존 H형강 철골 보로 내화 인증을 받은 피복재의 내화성능을 기준으로 일률적인 사양적 내화설계를 수행함.

- Steel: 42mm
- ASB: 42mm

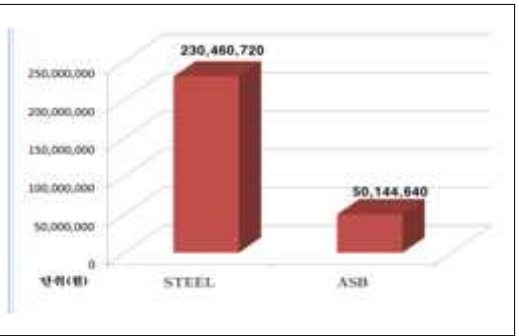
③ 피복비용 선정

→ 피복비용 = 피복 단면적(㎡) × 피복도포 두께에 따른 피복재 단가(원/㎡)

- 역삼동 D벤처센터: Steel 적용-1억 3천만원, ASB적용-3천만원(77%절감)
- 센텀씨티: Steel 적용-2억 3천만원, ASB적용-5천만원(78%절감)



(A) 역삼동 D벤처센터



(B) 센텀씨티

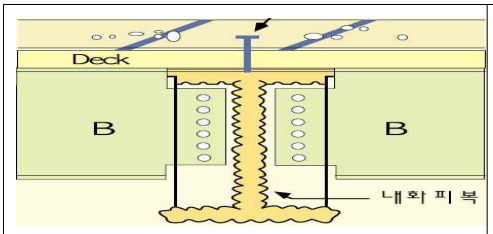
→ 스틸공법을 ASB로 공법을 변경할 경우 기존의 사양적 설계기술을 적용할 경우, 피복비용은 77%정도 절감되고 골조비용은 약 6~7% 절감됨.

2) 성능적 설계조건 적용

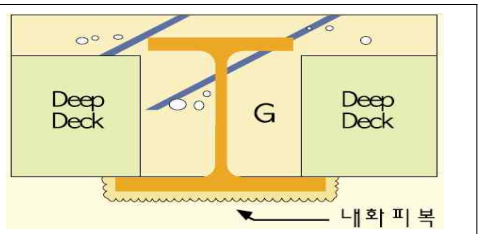
- 비교대상: Steel 구조공법 & ASB 구조공법(요구조건: 3시간 내화성능)
- 비교공법의 피복재 물량 차이
- 사양설계와의 차이: ASB자체의 무피복 조건에서의 내화성능(90분)을 인정하고, 3시간 기준으로 내화피복을 90분만 도포 한 것으로 내화설계조건을 부여함.

① 피복적용 단면면적 차이

- Steel: 상부플렌지, 웹, 하부플렌지(D벤처센터: 21,730㎡, 센텀씨티: 39,194㎡)
- ASB: 하부플렌지만 대상(D벤처센터:5,041㎡, 센텀씨티: 8,528㎡)



(A) Steel 공법



(B) ASB 공법

② 피복두께(내화성능)

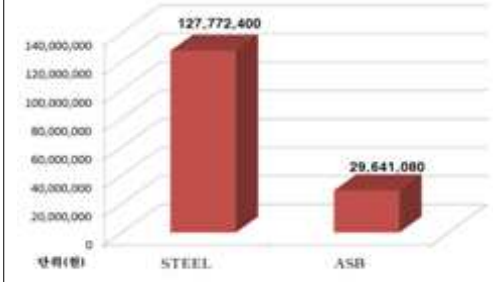
→ ASB의 자체적 내화성능을 고려하지 않고, 기존 H형강 철골 보로 내화 인증을 받은 피복재의 내화성능을 기준으로 일률적인 사양적 내화설계를 수행함.

- Steel: 42mm
- ASB: 무피복으로 90분 내화성능을 인정 **24mm(사양설계-42mm)**

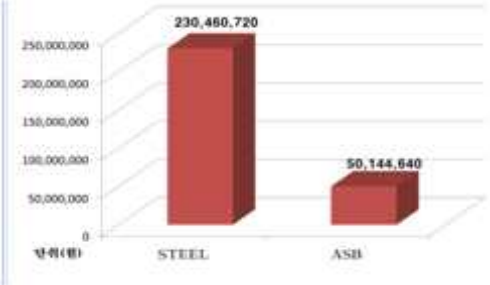
③ 피복비용 선정

→ 피복비용 = 피복 단면적(㎡) × 피복도포 두께에 따른 피복재 단가(원/㎡)

- 역삼동 D벤처센터: Steel 적용-1억3천만원, ASB적용-1천7백만원(87%절감)
- 센텀씨티: Steel 적용-2억 3천만원, ASB적용-2천8백만원(88%절감)



(A) 역삼동 D벤처센터



(B) 센텀씨티

→ 사양적 내화피복 설계를 성능적 내화피복 설계기법으로 전환시 추가적으로 10% 정도의 비용절감 효과가 기대됨. 그에 따른 철골물량 변화는 없음.

제 2 절 내화구조 인증추진 방안

대상공법의 현장적용을 위한 내화구조 인증추진 방안을 위해 다음과 같은 프로세스에 의해 구체적인 추진방안을 수립하였다.

1. 내화구조 인증주체 선정 및 인증신청
 - 기간: 2010. 01 ~ 2010. 06(6개월)
   Step-1: 내화구조 권리주체 협의(1개월)
   Step-2: 인증신청 행정처리(1개월)
   Step-3: 내화구조 인증범위 선정(2개월)
    → 형상설계 적용 유・무, 피복재 활용범위, Deep-Deck 구조적 활용 유・무
   Step-4: 인증시험 실험체 제작(2개월)

2. 내화구조 인증시험 수행(장지간 합성플로어 7.5m)
 - 기간: 2010. 07 ~ 2010. 12(6개월)
   Step-1: 내화공법 현장점검 및 인정범위 심사(2개월)
   Step-2: 대상공법 장스팬(7.5m) 인증시험 수행(2개월)
   Step-3: 시험성적서 발행 및 내화구조 인정범위 공고(2개월)

제 6 장 연구개발과정에서 수집한 해외과학기술정보

NO.	해외수집자료명	비고
1	ECCS, "Model Code on Fire Engineering." pp 10-146, 2001.	
2	Buchanan, A.H., "Structural Design for Fire Safety", John Wiley & Sons, 2001.	
3	John A. Purkiss, "Fire Safety Engineering Design of Structures", Butterworth-Heinemann, 1966.	
4	Saab, H.A., Non-linear Finite Element Analysis of Steel Frames in Fire, PhD Thesis, University of Sheffield, 1990.	
5	SFPE, "SFPE Handbook of Fire Protection Engineering", pp. 1-141, 1995.	
6	Protection Association and Society of Fire Protection Engineers, 1988.	
7	Shepherd, P., The Performance in Fire of Restrained Columns in Steel-Framed Construction, PhD Thesis, University of Sheffield, 1999.	
8	Steel Construction Institute, "Structural steel fire protection for multi-storey building recent development", pp. 2~18, 1986,	
9	Olawale, A.O., Collapse Behaviour of Steel Columns in Fire, PhD Thesis, University of Sheffield, 1988.	
10	Cai, J., Developments in Modelling of Composite Building Structures in Fire, PhD thesis, University of Sheffield, 2002.	
11	Steel Construction Institute, "University Chooses Slimdek® for 15-Storey Student Residence", P309, 2002.	
12	Lie T.T., "Structural Fire Protection", ASCE, pp 11~221, 1992.	
13	Zhongcheng Ma, "Fire Safety Design Composite Slim Floor Structures", Espoo, 2000.	

제 7 장 참고문헌

건설교통부, 한국건설기술연구원, 국내 내화구조기준 개선연구 (Ⅰ),(Ⅱ), 2000,3.

건설 교통부, “건축법(2005.5.26) 제5장 - 제40 41조, 건축법 시행령(2005.7.18) 제1장-2조, 제5장-56조, 건설교통부령 제461호 - 제3조, 주택건설기준 등에 관한 규정 제3장 - 제14조, 건교부 고시(제2005-122호)- 건축법 제40 56조″.

권순평(2005년 상반기), “성능위주 소방설계 기준 개발”, 삼성건설 기술정보, 통권 제 53호.

권인규, 장인화, “강구조 내화설계 실용화 기반연구″, 포항산업과학연구원, 2001.

권인규,장인화, “강구조 내화공학 설계기술개발(Ⅰ)” 포항산업과학연구원, 2002.

김우국, 손봉세, “ 초고층 건축물의 화재안전성 확보를 위한 성능위주 소방설계”, The 5th International Symposium of KSTBF.

김화중, “국내외 내화기술 개발 현황”, 대한건축학회 국제 세미나, 2002.

대한건축학회, 강구조 내화설계 기준 및 기법에 관한 연구, (주)포항종합제철, 1995.

박선효, 박진우, 홍천화(2001), “ 성능위주 소방설계를 위한 공학적 접근에 관한 연구”, 대한 건축학회 추계발표대회 논문집, (계획계), 21권 2호.

정정화, 용도별 건축물의 화재하중 설정에 관한 연구, 한양대학교 학위논문, 1984.

포항산업과학연구원・한국건설기술연구원, 강재 단면형상계수 설정 및 내화피복기준에 관한 연구, 2000.

한국건설기술연구원, 건축물 화재안전시스템 구축-건축물 화재안전규정 개선 연구, 2000.

(財)國土開發技術研究 センター, 建築物の總合防火設計法(全4券), (財) 日本建築センター, 1988.

建設省建築研究所, “防・耐火性能評價技術の開發”, 1996.

近代消防社, 注解 消防關係法規集 2000年版, 2000.

新・建築防災計劃指針, 日本建築 センター, 1993.

遊佐秀逸, “構造耐火性能とゃの評價‘, 建設省建築研究所, 1998.

日本建築センター, 建築物の總合防火設計法, 第4券耐火設計法. 1986.

日本建築學會. 鋼構造耐火設計指針. 1999.

作本好文, “現行の耐火規準と新しい耐火設計法の概要, 鐵構技術”, 1995.

作本好文, “火災性狀および鐵骨溫度豫測(1,2), 鐵構技術”, 1995.

汁本 誠, 防・耐火性能の評價技術-性能評價手法の體系, 建設省建築研究所, 1998.

AISI,″Fire protection Through Modern Building Codes″, pp 131-149, 1981.

Anders Randy, Timo Inha and Hukka Myllymaki, ″Structural Steel Fire Design″, pp 11-99, 2000.

Anon., Fire behaviour of steel and composite construction, Verlag, TUV, Rheinland.
Bailey, C.G., Simulation of the Structural Behaviour of Steel-Framed Buildings in Fire, PhD Thesis, University of Sheffield, 1995.
BIA, Approved Document for New Zealand Building Code Fire Safety Clauses, 2004
British Standards Institution, BS.5950: Part 8: Code of Practice for the Fire Protection of Structural Steelwork, UK, 1990.
British Standards Institution, "BS 7974 Application of fire safety engineering principles to the design of building-Code of practice", 2001.
British Steel, "BS476: PART21 Fire Resistance Tests Summary of Data Obtained During a Test on a Composite Slim Floor Beam", 1996.
British Steel, "BS476: PART21 Fire Resistance Tests Summary of Data Obtained During Tests on Flange Plated Slim Floor Beams, 1993.
BSI "BS 5950 Part 8 Structural use of steelwork in building - Code of practice for fire resistance design", 1990
CEN, "Eurocode 3. Design of Steel Structure Part 1.2: General Rules Structural fire design", pp 15-21, 1995.
Centre for Advanced Engineering University of Canterbusy, "Fire Engineering Design Guide", pp 49-61, 1994.
Corus, “Fire resistance of steel framed builings”, 2003 edition.
Latham D.J., "BS476: PART8 Indicative Fire Tests on Slim Floor Assemblies", Sweden Laboratories, 1986.
D. Latham, B. and Kirby, "Elevated temperature behaviour of welded joints in structural steels", 1998, European Commission.
D L Mullett, "Design of Slimflor® Fabricated Beams using Deep Composite Decking", 1999.
ECCS, "Design Manual on the European Recommendations for the Fire Safety of Steel Structures". pp 64-99, 1985.
E.G.Butcher, A.C.Parnell, "Designing for Fire Safety". pp 74-87. 1983.
El Zanaty, M.H., Inelastic Behaviour of Multi-storey Steel Frames, PhD Thesis, University of Alberta, 1980.
E.G.Butcher and A.C.Parnell, "Designing for Fire Safety", pp.74~87, 1983.
European Committee for Standardisation,ENV 1993-1-2: Eurocode 3: Design of Steel Structures. Part 1.2: General Rules: Structural Design for Fire, Brussels, BE, 1993.
European Committee for Standardisation,ENV 1994-1-2: Eurocode 4: Design of

Composite Steel and Concrete Structures. Part 1.2: General Rules: Structural Fire Design, Brussels, BE, 1994.
Franssen, J. M., Failure temperature of a system comprising a restrained column submitted to fire, Fire Safety Journal, 34, pp 191-207, 2000.
Huang, Z., Burgess, I.W. and Plank, R.J., Three-dimensional analysis of composite steel-framed buildings in fire, ASCE Journal of Structural Engineering, 126(3), pp 389-397, 2000.
ICC, ICC Performance Code for Buildings and Facilities, 2001.
IISI, International Fire Engineering Design for Steel Structure, State of the Art,1983.
International Code Council, International Building Code, 2000.
International Conference of Building Officials, Uniform Building Code, Vol. 1,2.,1997.
KAL, J., "Modelling of asymmetric cross-section members for fire conditions", Department of Civil and Structural Studies, The university of Sheffield, 2001
John Stephenson, " Building Regulations Explained". E&FN Spon, 1995.
Kirby, B.R., "Natural Fires in Large Scale Compartments-A British Steel Tecnical",1994, Fire Research Station Collaborative Project.
Kodur VKR, "Design equations for evaluating the fire resistance of SFRC filled steel columns", Journal of Structural Engineering. ASCE, 124(6), pp 671-7, 1998.
Lie T.T. and Chabot M. "Experimental studies on the fire resistance of hollow steel columns filled with plain concrete", IRC Internal Report No.611. Ottawa(Ontario):National Research Council of Canada, Institute for Research in Construction, 1992.
Lie T.T "Fire resistance of circular steel columns filled with bar-reinforced concrete", Journal of Structural Engineering, ASCE, 120(5), pp 1489-1509, 1994.
Mikko Malaska, "Behavior of a Semi-Continuous Beam-Column Connection for Composite Slim Floors", Espoo, 2000.
Najjar, S.R., Three Dimensional Analyses of Steel Frames and Sub-Frames in Fire, PhD Thesis, University of Sheffield, 1994.
National Research Council of Canada, "National Buiding Code of Canada", National Research Council of Canada, 1995.
NFPA, "Building Construction and Safety Code NFPA 5000", 2003.
Patrick V.H. and Heimo,T.,"Description of Swedish system of fire performance based regulation and Temperature analysis of structural sections". 2003.
Philip J. Dinenno, P.E. et al, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering,

National Fire
Robert E. Chapman and Stephen F. Weber, "Benefits and Costs of Research - A Case Study of the Fire Safety Evaluation System", Nistional Institute of Standards and Technology, 1996.
Thomas, I. R., Bennetts, I. D., Dayawansa, P, Proe, D. J. and Lewis, R. R., Fire Tests of the 140 William Street Office Building, BHPR/ENG/R/92/043/SG2C, BHP Research, Melbourne, Australia, 1992.
Shilds T.J. and Silcock G.W.H., "Building and Fire", pp 226-230, 1987.
Morris W.A.,"Guidelines for the construction of fire-resisting structural elements", 1998, Building Research Establishment Report.
Pentti Makelainen, Zhongcheng Ma, "Fire resistance of composite slim floor beams", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 54, pp.345-363(2000).
Zhongcheng Ma, Pentti Makelainen, "Structural behavior of composite slim floor frames in fire conditions", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 62, pp.1282-1289(2006).
G. M. Newman, "Fire Resistance of Slim Floor Beams", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 33, pp.87-100(1995).
C. G. Bailey, "The behavior of asymmetric slim floor steel beams in fire", Journal of Constructional Steel Research, Vol. 50, pp.235-257(1999).
American Society for Testing and Materials, ASTM E1225-04 Standard Test Method for Thermal Conductivity of Solids by Means of the Guarded-Comparative-Longitudinal Heat Flow Technique, West Conshohocken, PA, 2004.
American Society for Testing and Materials, ASTM C177-04 Standard Test Method for Steady-State Heat Flux Measurements and Thermal Transmission Properties by Means of the Guarded-Hot-Plate Apparatus, West Conshohocken, PA, 2004.
American Society for Testing and Materials, ASTM C1113-99(2004) Standard Test Method for Thermal Conductivity of Refractories by Hot Wire (Platinum Resistance Thermometer Technique), West Conshohocken, PA, 2004.
American Society for Testing and Materials, ASTM E1461-01 Standard Test Method for Thermal Diffusivity of Solids by the Flash Method, West Conshohocken, PA, 2001.
Parker, W. J. Jenkins R. J., Butler C. P. and Abbott G. L., J. Appl. Phys., 32 (1961) 1679.
American Society for Testing and Materials, ASTM E1269-04 Standard Test Method for Determining Specific Heat Capacity by Differential Scanning

Calorimetry, West Conshohocken, PA, 2004.
Russell, H. W., J. Am. Ceram. Soc., 18(1935) 1.
Woodside W. and Messmer J. H., J. of Appl. Phys., 32 (1961) 1688.
David R. Lide ed CRC handbook of chemistry and physics 89th ed CRC Press, Boca Raton (2008) 12.
Maekawa T., Kurosaki K., Tanaka T. and Yamanaka S., Surface and Coatings Technology 202 (2008) 3067.
Michot A., Smith D., Degot S. and Gault C., J. of the European Ceram. Soc. 28 (2008) 2639.
Kiyohashi H., Hayakawa N., Aratani S. and Masuda H., High temperatures - high pressures 34(2002) 167l.

부록. 비대칭H형강을 이용한 층고절감공법 설계·시공 지침

1. 구조설계 지침

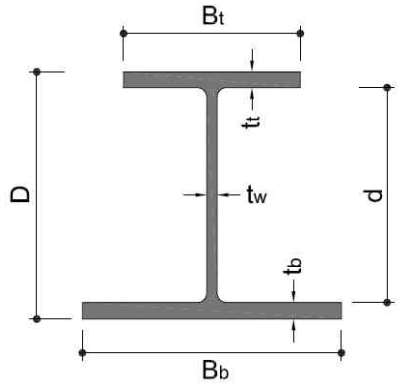
1.1 일반 사항

1.1.1 적용 범위

(1) 본 지침은 비대칭 H형강을 이용한 층고절감시스템 설계에 적용한다.
(2) 본 지침에서 언급되어 있지 않은 사항은 다음을 따른다.
1) 건축구조설계기준 (이하 KBC 2005, 대한건축학회, 2005)
2) 강구조 한계상태 설계 규준 및 해설 (대한건축학회, 1998)
3) 허용응력 설계법에 의한 강구조설계기준 (대한건축학회, 2003)
4) 철골철근콘크리트 구조계산 규준 및 해설 (대한건축학회, 2000)
4) Design of Asymmetric Slimflor Beams using Deep Composite Decking (SCI-P-175, Steel Construction Institute)
5) Eurocode 4: Design of Composite Steel and concrete structures : Part 1-1
(BS EN 1994-1-1:2004, British Standard)

[해설]

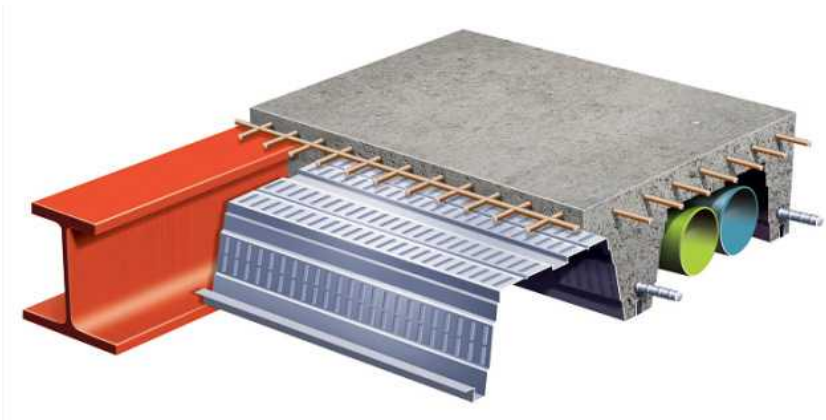
(1) 비대칭 H형강과 춤이 깊은 데크 플레이트나 PC슬래브를 사용한 시스템(이하 슬림플로어, Silmflor system)은 기존의 대칭형 H형강보다 부재 춤을 작게 할 수 있으면서, 춤에 비해 장스팬이 가능하다. 비대칭 H형강 중 하부플랜지를 제외한 부분이 콘크리트로 둘러싸여 있기 때문에 내화피복재의 양을 감소시킬 수 있다. 또, 비대칭 H형강과 이를 감싸는 콘크리트 사이에서 부착력이 발생하여 전단력을 전달할 수 있기 때문에 별도의 전단 연결재를 사용하지 않더라도 사용하중 상태에서 부분적인 합성력을 발휘할 수 있다. 이러한 시스템에 적용되는 비대칭 H형강은 제작 방법에 따라 크게 3가지로 구분할 수 있다. 첫번째는 압연 비대칭 H형강인 슬림빔으로, 기존 용접 비대칭 H형강에 비해 경제적이고 효율적으로 슬림플로어 공법을 구현할 수 있다. 그림 1.1과 표 1.1은 슬림빔 단면 형상 및 치수를 나타내고 있고, 그림 1.2는 슬림빔과 춤이 깊은 데크 플레이트로 이루어진 슬림플로어의 형상이다. 다른 두 가지 방법은 압연 CT 형강에 플레이트를 용접한 경우와, 압연 대칭 H형강 하부 플랜지에 플레이트를 용접한 경우로 그림 1.3과 같다.



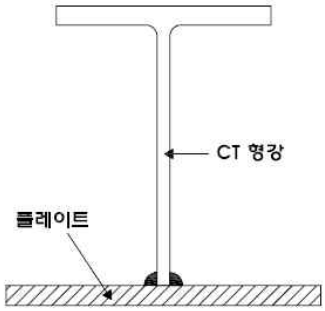
<그림 1.1> 압연 비대칭 H형강 단면 형상

<표 1.1> 압연 비대칭 H형강의 단면치수

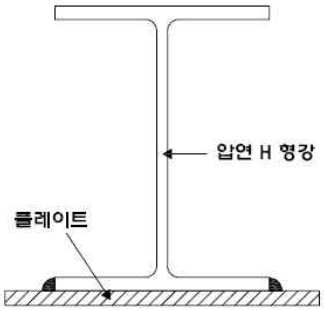
표준단면 치수					
D	B_t	B_b	t_w	t_b, t_t	r
336	240	350	18	30	22
328	238	348	16	26	22
320	236	346	14	22	22
312	234	334	12	18	22



<그림 1.2> 압연 비대칭 H형강과 춤이 깊은 데크 플레이트를 사용한 슬림플로어



(a) CT형강 + 플레이트



(b) 압연 H형강 + 플레이트

<그림 1.3> 비대칭 H형강의 제작

1.1.2 용어 및 기호

A_{cv} : 보 단위길이당 전단 단면적 (데크 골내부의 콘크리트 포함), mm^2
A_{de} : 인장연에 있는 데크 플레이트의 유효 단면적, mm^2
A_o : 웨브 개구부 단면적, mm^2
A_r : 슬래브의 유효폭 내에 있는 보강철근 단면적, mm^2
A_s : 비대칭 H형강 단면적 mm^2,
A_{sc} : 스터드 전단연결재 단면적, mm^2
A_{sv} : 보 단위길이당 직교 철근의 단면적, mm^2
A_w : 비대칭 H형강의 웨브 단면적, mm^2
B_b : 비대칭 H형강 하부플랜지 폭, mm
B_e : 슬래브 유효폭, mm
B_o : 데크플레이트 평판폭, mm
B_t : 비대칭 H형강 상부 플랜지폭, mm
b_c : 비대칭 H형강 기둥 또는 합성기둥에서 콘크리트 슬래브가 접합 폭, mm
C_b : 휨모멘트 구배에 따른 휨계수
C_w : 비대칭 H형강의 뒤틀림 상수, mm^6
D : 비대칭 H형강 춤, mm
D_c : 비대칭 H형강 상부 플랜지 상부의 콘크리트 슬래브 두께, mm
D_d : 데크 플레이트 춤, mm
D_{ca} : 부분합성력 R_{ca}에 해당하는 콘크리트 두께, mm
D_s : 데크플레이트 상부의 콘크리트 두께(슬래브 전체 두께), mm
d : 비대칭 H형강의 웨브 춤, mm
d_d : 데크 플레이트의 유효단면, 소성 중립축에서 슬래브 하부까지의 거리,

mm

d_o : 웨브 개구부 춤, mm

d_{pb} : 데크 플레이트의 유효단면의 중심에서 슬래브 하부까지의 거리, mm

d_{pt} : 데크 플레이트의 유효단면의 중심에서 슬래브 상부까지의 거리, mm

E_c : 강재의 탄성계수, N/mm^2

E_s : 콘크리트의 탄성계수, N/mm^2

e : 보단면의 중심선에서 계산한 W_1의 편심거리, mm

F_{cr} : 횡좌굴강도, N/mm^2

F_L : $(F_{yf}-F_r)$과 F_{yw} 중 작은 값, N/mm^2

F_r : 플랜지내 잔류압축응력, N/mm^2

F_{sb} : 합성보의 수평전단내력, N/mm^2

F_u : 강재의 인장강도, N/mm^2

F_{yf} : 비대칭 H형강의 플랜지 항복강도, N/mm^2

F_y : 강재의 항복강도, N/mm^2

F_{yp} : 횡방향 항복강도, N/mm^2

F_{yr} : 철근의 설계기준 항복강도, N/mm^2

F_{yw} : 비대칭 H형강의 웨브 항복강도, N/mm^2

f_{ck} : 콘크리트 항복강도, N/mm^2

f_{sb} : 합성보의 수평전단응력, N/mm^2

f_{yd} : 데크 플레이트의 인장강도, N/mm^2

G : 비대칭 H형강의 전단탄성계수, mm^3

I_d : 데크 플레이트의 단면 2차 모멘트, mm^4

I_{de} : 단위폭 b인 데크 플레이트의 유효 단면 2차 모멘트, mm^4

I_e : 전부재의 유효단면 2차 모멘트, mm^4

I_s : 비대칭 H형강의 단면 2차 모멘트, mm^4

I_y : y축에 대한 비대칭 H형강의 단면 2차 모멘트, mm^4

I_{yc} : y축에 대한 비대칭 H형강의 압축측 플랜지의 단면 2차 모멘트, mm^4

J : 비대칭 H형강의 비틀림상수, mm^4

L : 슬림빔 부재 길이, mm

L_b : 횡방향 비지지거리, mm

L_x : 데크 플레이트 부재 길이, mm

M_{cr} : 탄성 횡비틀림 좌굴모멘트, N mm

M_{fh} : y-y축 방향에 대해 보의 상부 플랜지에 작용하는 횡방향 모멘트, N mm

M_n : 공칭 휨강도, N mm

M_{ny} : y-y축에 대한 비대칭 H형강의 상부 플랜지의 휨강도, N mm

M_p : 비대칭 H형강의 소성모멘트, N mm
M_{pa} : 데크 플레이트의 유효 단면에 대한 소성모멘트, N mm
M_{pb} : 하부플랜지의 길이방향 소성모멘트, N mm
$M_{p,r}$: 데크 플레이트의 감소된 소성모멘트, N mm
M_r : 탄성한계좌굴모멘트, N mm
M_{so} : 개구부를 공제한 H형강의 소성모멘트, N mm
M_t : 하부플랜지에 작용하는 단위길이당의 불균형 휨모멘트, N mm
M_u : 계수 휨모멘트, N mm
M_{ux} : x-x축 방향에 대해 보의 상부 플랜지에 작용하는 모멘트, N mm
M_1 : 비지지구간에서 횡지지점 모멘트 중 작은 값, N mm
M_2 : 비지지구간에서 횡지지점 모멘트 중 큰 값, N mm
N_1 : 최대모멘트 점과 영모멘트 점 사이의 스터드 전단연결재의 소요개수
N_2 : 집중하중을 받는 점과 영모멘트 점 사이의 스터드 전단연결재의 소요개수
n : 탄성계수비, 스터드 전단연결재의 소요개수
p : 비대칭 H형강의 부착길이, mm
Q_n : 전단 연결재 1개의 공칭강도, N
R_b : 비대칭 H형강 하부플랜지의 소성내력, N
R_c : 콘크리트 압축내력, N
R_{ca} : 부분 합성보의 콘크리트 소성내력, N
R_o : 웨브 개구부 부분의 소성내력, N
R_q : 슬래브 형태에 따른 감소계수, 수평전단내력, N
R_s : 비대칭 H형강 소성내력, N
R_{sc} : 전단 연결재의 공칭전단내력 ($=\sum Q_n$), N
R_{so} : 개구부를 공제한 H형강 소성내력, N
R_t : 비대칭 H형강 상부 플랜지의 소성내력, N
R_w : 비대칭 H형강 웨브의 소성내력, N
R_{wo} : 개구부를 공제한 웨브의 소성내력, N
r_c : 콘크리트의 강도에 관계된 안전계수
r_d : 데크 플레이트의 강도에 관계된 안전계수
r_y : 비대칭 H형강의 y-y축에 대한 단면 2차 반경, mm
S_{te} : 불완전 합성보의 인장측에 대한 유효 환산 탄성단면계수, mm^3
S_{ts} : 강재보의 인장측에 대한 환산 탄성단면계수, mm^3
S_{ttr} : 합성보의 인장측에 대한 환산 탄성단면계수, mm^3
S_x : 비대칭 H형강 소성단면계수, mm^3
S_{xc} : 합성보의 압축측 소성단면계수, mm^3
S_{xo} : 웨브 개구부 부분의 소성단면계수, mm^3
$S_{x,re}$: 횡방향 응력의 영향을 반영한 감소된 소성단면계수, mm^3

t_b : 비대칭 H형강의 하부 플랜지 두께, mm
t_c : 콘크리트 슬래브의 유효두께, mm
t_t : 비대칭 H형강의 상부 플랜지 두께, mm
t_w : 비대칭 H형강의 웨브 두께, mm
V_n : 공칭전단강도, N
V_{sn} : 스터드 전단 연결재 한 개의 공칭강도, N
x : 압축연단에서 중립축까지의 거리, mm
y_c : (합성후 단계) 상부 슬래브에서 소성 중립축까지 거리, mm
y_p : (합성전 단계) 상부 플랜지에서 소성 중립축까지 거리, mm
w_c : 시공하중, kN/m^2
w_{cc} : 현장타설 콘크리트의 중량, kN/m^3
w_d : 데크 플레이트의 중량, kN/m^2
w_s : 비대칭 H형강의 중량, kN/m
Λ_b : 비지지보의 약축에 대한 세장비
Λ_p : 비지지보의 소성한계세장비
Λ_r : 비지지보의 탄성한계세장비
σ_1 : 길이방향 응력
σ_2 : 횡방향 휨응력
δ_f : 지속하중에 의한 처짐, mm

1.2 설계 기본사항

1.2.1 기본가정

슬림플로어(층고절감시스템) 설계에 본 지침을 적용할 경우 적용되는 기본가정은 다음과 같다.

(1) 비대칭 H형강을 이용한 층고절감 시스템 설계에 적용 가능하다.
(2) 합성보의 공칭 모멘트는 소성이론을 따른다.

[해설]

(2) 콘크리트의 응력은 $0.85f_{ck}$가 유효 압축구간에 균등하게 분포하는 것으로 가정한다. 콘크리트의 인장강도는 무시하고, 강재의 항복강도 F_y는 강재단면의 인장과 압축구간을 통해 균등하게 분포한다.

1.2.2 하중조건

KBC2005에서 정한 설계하중 및 외력 이상의 하중에 대하여 안전하게 설계되어야 한다.

[해설]
하중 조건은 일반 합성보 설계와 동일한 기준을 적용한다.

1.2.3 극한상태

소요강도는 아래의 하중조합 중에서 가장 불리한 경우에 따라 결정되어야 한다.

1.4D
1.2D + 1.6L + 0.5 (L_r 또는 S)
1.2D + 1.6(L_r 또는 S) + ($f_1 L$ 또는 0.8W)
1.2D + 1.3W + $f_1 L$ + 0.5(L_r 또는 S)
0.2D + 1.0E + $f_1 L$ + $f_2 S$
0.9D + (1.3W 또는 1.0E)

[해설]
L에 대한 하중계수 f_1은 차고 및 공공집회장 또는 적재하중이 $4.8\ \mathrm{kN/m^2}$ 이상 되는 장소에 대하여 1.0으로 하고, 기타 적재하중에 대해서는 0.5로 한다. S에 대한 하중계수 f_2는 톱니모양과 같이 눈이 흘러내리지 못하는 지붕인 경우 0.7로 하고, 기타 지붕에 대해서는 0.2로 한다.

1.2.4 사용한계상태

(1) 슬림플로어를 적용한 바닥구조는 사용하중에 의한 과도한 처짐으로 비구조재의 손상이 발생하지 않도록 설계되어야 한다. 이때의 처짐 제한은 건물의 용도에 따라 달리 적용될 수 있다.
(2) 또, 바닥의 수직진동에 의해 불쾌감을 유발하지 않도록 강성, 고유진동수 등을 고려하여 설계하여야 한다.

[해설]

(1) ① 보의 처짐

부재의 처짐이 사용성에 문제를 야기할 경우에는 적절한 캠버(치올림)를 적용하여야한다. 이에 대해 국내 기준은 현재 구체적인 기준을 제시하고 있지 않은 실정이며, 통상적으로 시공시 처짐에 대해 40mm, 합성 후 처짐에 대해 L/360의 제한값을 사용하고 있다. 이에 대해 SCI-P-175 "Design of Asymmetric Slimfloor Beams using Deep Composite Decking"에서는 다음과 같은 제한값을 제시하고 있다.

최대 처짐(시공시 처짐+합성 후 처짐)	L/200 또는 50mm 이하
합성후 처짐	L/360 이하 (테두리보는 최대 25mm 또는 L/500)

AISC ANSI 360/05 "Specification for Structural Steel Buildings"에서도 이와 유사하게 합성후 처짐에 대해 L/360의 제한값을 제시하고 있다.
또한, 일본건축학회의 "강구조한계상태설계기준"(1990)에서는 처짐의 제한값을 다음과 같이 규정하고 있다.

양단지지보	L/300 이하
캔틸레버보	L/250 이하

② 데크 플레이트의 처짐

데크 플레이트의 처짐에 대한 제한으로 "Eurocode4: Design of composite steel and concrete structure Part 1-1" (BS EN 1994-1:2004(E))에서는 데크 플레이트의 자중과 슬래브 콘크리트 자중에 의한 처짐이 L/180을 넘지 않도록 하고 있다. 이 때 시공하중에 의한 영향은 제외한다.
이와 같은 개념으로 "Design of Asymmetric Slimflor Beams using Deep Composite Decking" (이하 SCI-P-175)에서는 시공시 처짐이 L/180 또는 20mm를 초과할 경우 'Ponding'에 의한 추가하중을 고려하도록 언급하고 있다.

(2) 바닥의 수직진동에 대해 현재 국내에는 적절한 기준이 없는 실정이며 해외 기준을 참고하여 설계하고 있다. 비균열단면을 적용하여 고유진동수를 산정하며, 이때 고유진동수는 지속하중에 의한 준 정적 처짐(quasi-static deflection)에 근거하여 구한다. SCI-P-175에서는 주차장 등 진동에 덜 민감한 곳은 3 cycles/sec, 일반 오피스 건물은 4 cycles/sec, 병원과 같이 진동에 민감한 용도의 건물은 5 cycles/sec의 최저 제한값을 제시하고 있다.

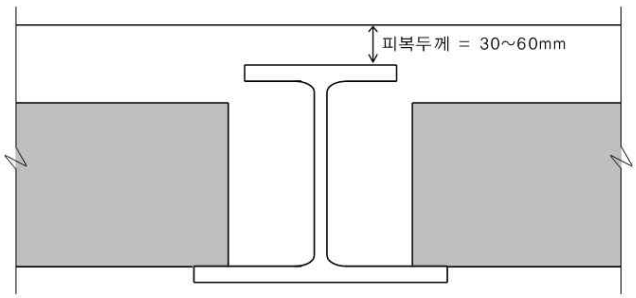
1.2.5 구조제한

슬림플로어는 최소 피복 두께, 슬래브 두께 등의 규정을 만족해야한다.

[해설]

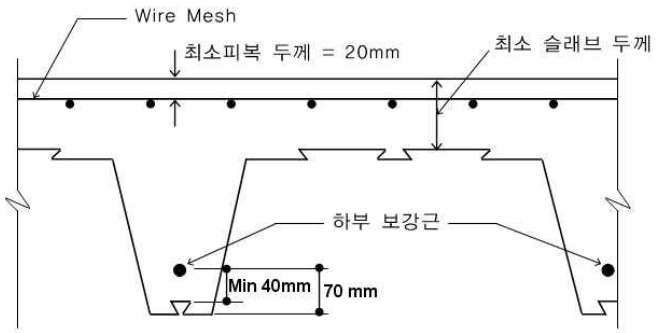
국내의 구조물의 내화에 대한 규정은 건축법 제 40조, 건설교통부 고시 제 2000-93호 등에서 내화규준의 성능 기준(시간, 피복두께)을 용도별 또는 높이에 따라 나타내고 있다. 이에 반해 SCI-P-175 "Design of Asymmetric Slimfloor Beams using Deep Composite Decking"에서는 구조물이 60분 이상의 내화성능이 요구될 경우, 비대칭 H형강의 하부플랜지는 내화용 보드 또는 내화스프레이 또는 팽창도료를 사용한 내화피복을 제안하고 있다. 이때의 내화피복 두께는 강재 단면형상 및 적용부위별로 단면형상계수(H_p/A)의 산정을 통해 제안하고 있다.

건축법의 "건축물의 피난·방화구조 등의 기준에 관한 규칙 제 3조"에는 부재별 내화구조를 만족하는 콘크리트 피복두께를 제시하고 있다. 보의 경우 철골은 50mm 이상의 콘크리트 피복두께를 제안하고 있다. SCI-P-175에서는 실험을 통하여 비대칭 H형강의 상부 플랜지의 피복두께를 30~60mm로 제안하고 있고 그림 1.4와 같다. 이 값 이외의 피복두께에 대해서는 구조적 검토를 요구하고 있다.



<그림 1.4> 비대칭 H형강 상부 플랜지 피복두께 (SCI-P-175)

일반적인 춤이 깊은 데크 플레이트의 콘크리트 피복은 그림 1.5와 같고, 데크플레이트 상부 콘크리트 두께는 국내에서는 "강구조의 설계(한국강구조학회, 2004)"의 허용응력도 설계법에 따르면 슬래브 면내 다이아프램 역할의 확보를 위하여 5cm 이상으로 하여야 한다고 언급하고 있고, 국외에서는 "Comdek SD225 Decking(225mm deep × 1.25mm thick)"의 경우 콘크리트 최소 두께는 화재시 요구내화피복에 따라 표 1.2와 같이 언급하고 있다.



<그림 1.5> 춤이 깊은 데크 플레이트의 슬래브 콘크리트 피복두께

<표 1.2> 데크 상부의 콘크리트 슬래브 최소 두께 (mm)

내화시간 (분)	콘크리트 종류	
	경량 콘크리트 (mm)	보통 콘크리트 (mm)
30	50	60
60	60	70
90	70	80
120	80	95

1.3 구조해석

슬림플로어의 기본적인 구조해석기법은 일반 합성보와 동일한 기준을 적용한다.

[해설]

슬림플로어도 일반 합성보와 마찬가지로 부재단위 해석과 전체 구조물의 거동을 검토하기 위한 해석으로 나눌 수 있다. 부재단위 해석시 1.4.2 (1) 2)에 따라 산정된 유효폭과 단부구속도에 따라 산정된 외력에 대한 휨내력 및 전단내력 등을 평가한다. 전체 구조물 해석시 슬림플로어의 데크 플레이트는 하중으로 치환되며 비대칭 H형강만이 구조 해석 모델링에 표현된다. 이 때 구조물의 횡력저항시스템의 기여여부에 따라 KBC 2005에 따라 부재설계시 횡력에 대한 영향도 고려되어야 한다.

1.4 비대칭 H형강을 이용한 합성보 설계

1.4.1 합성전(시공) 단계

(1) 휨강도

1) 비대칭 H형강 하부 플랜지의 2축 휨

> 시공단계에서 H형강의 하부 플랜지의 2축 휨에 대한 강도 저감에 대한 검토가 이루어져야 한다. 여기서 얻어진 하부 플랜지의 감소된 강도(M_t/M_{pb} 또는 $S_{x,red}$를 통해 산정)는 이후의 설계 단계에 그대로 적용된다.

[해설]

비대칭 H형강 하부 플랜지의 2축 휨은 하중이 하부 플랜지에 작용할 때 y축 방향의 휨에 의한 결과로 발생한다. 이러한 응력은 슬래브로부터 전해지는 전단력이 그림 1.6과 같이 데크 플레이트의 저항 중심에서 하부 플랜지로 가해진다고 가정한 것이며, 콘크리트 슬래브를 통한 직접적인 전단력의 전달은 무시한 것이다. 이러한 사항은 시공시 시공하중의 안전한 전달을 확보하기 위한 것이며, 합성후에는 일반적으로 고려되지 않는다.

하중 작용시 하부 플랜지는 그림 1.6과 같이 횡방향 및 종방향의 영향을 모두 받고 있기 때문에 전체 휨으로 인한 길이방향 응력 σ_1과 횡방향 휨응력 σ_2이 동시에 작용할 경우 이 영향으로 플레이트의 휨강도가 탄성, 소성구간에 상관없이 감소하게 된다. F_{yp}는 그림 1.7의 Von Mises의 항복기준에 따라 다음과 같은 σ_2로 감소된다.

$$\sqrt{\sigma_2^2 - \sigma_1\sigma_2 + \sigma_1^2} = F_{yp}$$

$$\sigma_2(compression) = \frac{\sigma_1 + \sqrt{\left(4F_{yp}^2 - 3\sigma_1^2\right)}}{2}$$

$$\sigma_2(tension) = \frac{\sigma_1 - \sqrt{\left(4F_{yp}^2 - 3\sigma_1^2\right)}}{2}$$

위 식들을 사용하면 다음의 관계가 성립된다.

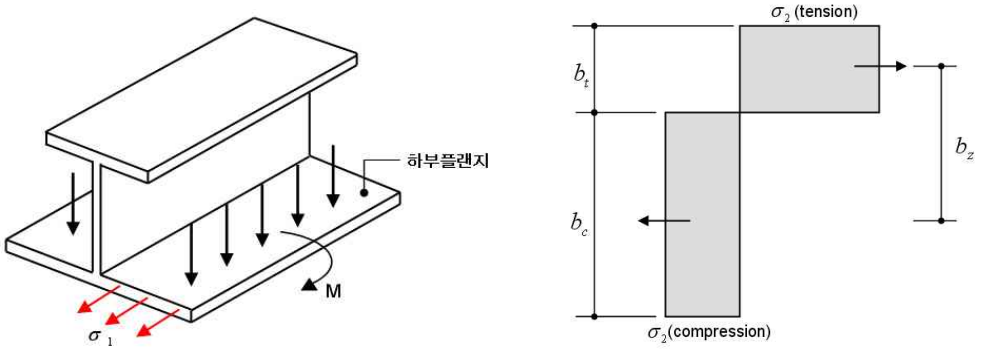
$$\frac{M_t}{M_{pb}} = \frac{c^2 - \sigma_1^2}{2cF_{yp}}$$

여기서, $c = \sqrt{(4F_{yp}^2 - 3\sigma_1^2)}$

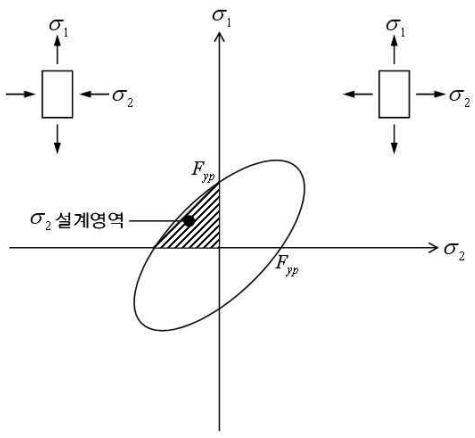
M_t = 하부 플랜지에 작용하는 단위길이당의 불균형 휨모멘트

$M_{pb} = \frac{L_1 t_b^2 F_{yp}}{4}$: 하부 플랜지의 길이방향 소성모멘트

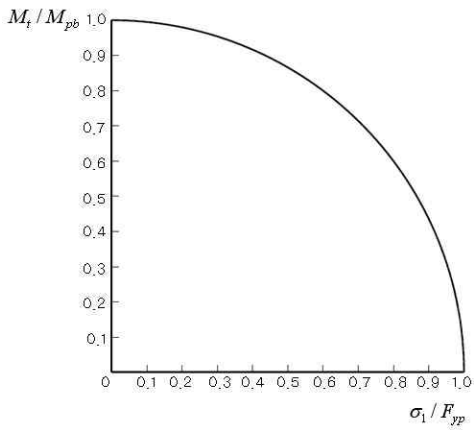
그림 1.8의 그래프는 세로축은 (M_t/M_{pb})를 가로축은 (σ_1/F_{yp})를 나타낸 것이다. 이들 두 가지 값의 상관관계는 길이방향 응력 σ_1이 횡방향 휨응력 σ_2에 영향을 미치는 범위를 시각적으로 나타내고 있다. 이와 같은 관계에 따라 시공단계 하중에 의한 M_t을 산정한 뒤 M_t/M_{pb}를 구하면 그림 1.6을 통해 감소된 하부 플랜지의 항복강도를 얻을 수 있다. 이 영향을 고려할 경우 추후 다른 설계 및 검토항목에 대해서도 감소된 강도를 적용하여야 한다.



<그림 1.6> 하부 플랜지의 2축 휨 효과



<그림 1.7> Von Mises의 항복조건



<그림 1.8> 하부 플랜지에 작용하는 모멘트-응력 상관관계 그래프

일반적으로 횡방향 휨의 영향은 상대적으로 작기 때문에 다음과 같은 간략식으로 산정할 수도 있다.

$$\frac{\sigma_1}{F_{yp}} \approx \sqrt{1-0.52\left(\frac{M_t}{M_{pb}}\right)-0.48\left(\frac{M_t}{M_{pb}}\right)^2}$$

그리고 감소된 소성단면계수는 다음과 같이 구할 수 있다.

$$S_{x,red} = S_x(0.7+0.3\sigma_1/F_{yp})$$

여기서, $S_{x,red}$: 횡방향 응력의 영향을 반영한 감소된 소성단면계수

S_x : 비대칭 H형강의 소성단면계수

2) 공칭 휨강도

시공단계에서의 공칭 휨강도는 횡좌굴 한계상태에 의하여 결정되며 다음과 같다.

① $\Lambda_b \leq \Lambda_p$인 경우

압축 플랜지가 횡방향으로 매우 좁은 간격으로 지지되어 있는 경우로서 보는 소성모멘트에 도달한 후 횡좌굴이 발생하며, 이때의 공칭 휨강도는 소성모멘트가 된다.

$$M_n = M_p$$

② $\Lambda_p < \Lambda_b \leq \Lambda_r$인 경우

압축 플랜지가 횡방향으로 중간 정도의 간격으로 지지되어 있는 경우로서 단면의 일부가 탄성범위를 넘는 비탄성거동을 보이면서 횡좌굴이 발생하며 세장비에 따라 반비례적으로 공칭 휨강도가 감소한다. 이때의 공칭 휨강도는 다음 식과 같다.

$$M_n = C_b\left[M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{\Lambda_b-\Lambda_p}{\Lambda_r-\Lambda_p}\right)\right] \leq M_p$$

③ $\Lambda_r < \Lambda_b$인 경우

압축 플랜지가 횡방향으로 넓은 간격으로 지지되어 있는 경우로서 탄성 범위내에서 횡좌굴이 발생한다. 이때의 공칭 휨강도는 탄성좌굴강도가 된다.

$$M_n = M_{cr} = F_{cr} S \leq M_p$$

여기서, $\phi = 0.9$: 휨에 관한 저항계수

M_n : 공칭휨모멘트 강도, N mm

M_p : 소성모멘트, N mm

M_r : 탄성한계좌굴모멘트, N mm

Λ_b : 세장비 ($= L_b / r_y$)

Λ_p : 소성한계세장비 ($= 1.76\sqrt{\frac{E}{F_{yf}}}$)

Λ_r : 탄성한계세장비

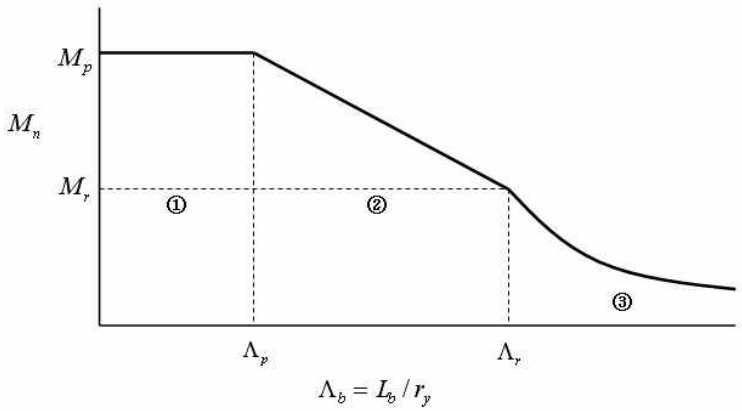
M_{cr} : 탄성횡좌굴모멘트 N mm

C_b : 모멘트 수정계수

F_{cr} : 횡좌굴강도, N/mm^2

F_{yf} : 플랜지 항복강도, N/mm^2

[해설]



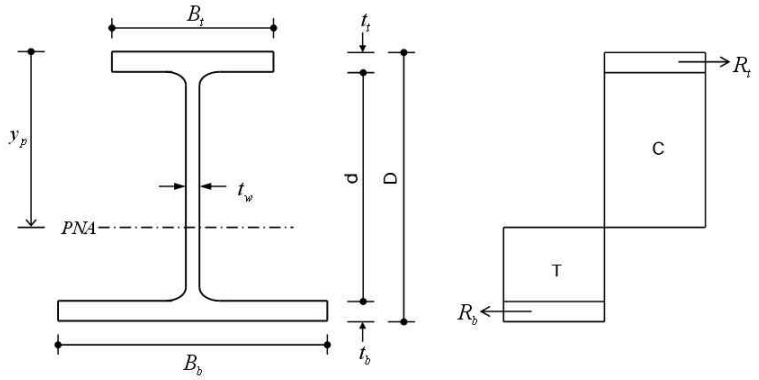
<그림 1.9> 보의 횡비틀림 좌굴 한계상태

보는 시공단계에서 횡방향으로 비지지되어 있으므로 횡방향 안정성에 따라 설계되어야 한다. 따라서 설계는 횡좌굴 한계상태를 따르게 되며 이때의 공칭 휨강도는 세장비에 따라 그림 1.9와 같이 3가지 강도한계상태를 가진다.

① 완전 소성 상태 (Full Plastic Yielding)

세장비가 소성 한계 세장비보다 작을 경우에 보는 완전 소성 상태를 가지며 이

때의 공칭 휨강도(M_n)는 전소성모멘트(M_p)가 된다. 이때의 전소성모멘트 M_p는 소성 중립축(이하 PNA)이 보의 웨브에 있을 때와 같다. ($R_w > R_b$)



<그림 1.10> 소성응력분포 (PNA : 웨브)

중립축에서 $C = T$ 임을 이용하면 PNA y_p는 다음식과 같다.

$$C = T:\ R_t + \frac{R_w}{d}(y_p - t_t) = R_b + \frac{R_w}{d}(D - y_p - t_b)$$

$$y_p = \frac{d}{R_w}\left\{R_b - R_t + \frac{R_w}{d}(D + t_t - t_b)\right\}$$

PNA에서 전소성모멘트는 다음식과 같다.

$$M_n = M_p = R_t\left(y_p - \frac{t_t}{2}\right) + R_b\left(D - y_p - \frac{t_b}{2}\right) + \frac{R_w}{2d}(y_p - t_t)^2 + \frac{R_w}{2d}(D - y_p - t_b)^2$$

여기서, R_s : 비대칭 H형강 소성내력, $A_s F_y$

R_t : 비대칭 H형강 상부 플랜지의 소성내력, $A_t F_y$

R_w : 비대칭 H형강 웨브의 소성내력, $A_w F_y$

R_b : 비대칭 H형강 하부플랜지의 소성내력, $A_b F_y$

A_s : 비대칭 H형강 단면적

F_y : 비대칭 H형강 항복강도

② 비탄성 횡비틀림 좌굴상태 (Inelastic Lateral Torsional Buckling)

보의 세장비가 소성 한계 세장비보다 크고 탄성 한계 세장비보다 작을 경우에

비탄성 횡비틀림 좌굴이 발생한다. 이때의 공칭 휨강도(M_n)는 전소성모멘트 (M_p)와 탄성 한계 좌굴 모멘트(M_r) 사이에 존재하고 다음식과 같다.

$$M_n = C_b\left[M_p - (M_p - M_r)\left(\frac{\Lambda_b - \Lambda_p}{\Lambda_r - \Lambda_p}\right)\right]$$

여기서, $C_b = 1.75 + 1.05(M_1/M_2) + 0.3(M_1/M_2)^2 \leq 2.3$

$C_b = 1.0$, 횡지지가 안된 캔틸레버보 또는 비지지길이내의 휨모멘트가 비지지 단부모멘트보다 큰 보의 경우

M_1 : 비지지구간에서 작은 값의 단부모멘트

M_2 : 비지지구간에서 큰 값의 단부모멘트

M_1/M_2 : 복곡률 모멘트의 경우 정(+), 단곡률 모멘트의 경우 부(-)

$M_r = F_L S_{xc}$

F_L : $(F_{yf} - F_r)$과 F_{yw} 중 작은 값

F_r : 플랜지내의 잔류압축응력,

압연형강의 경우 $69N/mm^2$, 용접형강의 경우 $114N/mm^2$

S_{xc} : 압축측 단면계수

Λ_r : $M_{cr}(C_b = 1) = M_r$이 되는 Λ_r값

③ 탄성 횡비틀림 좌굴 상태 (Elastic Lateral Torsional Buckling)

보의 세장비가 탄성 한계 세장비보다 클 경우에 탄성 횡비틀림 좌굴이 발생한다. 이때의 공칭 휨강도(M_n)는 탄성 횡비틀림 좌굴모멘트(M_{cr})가 되고 다음식과 같다.

$$M_n = M_{cr} = \frac{2EC_b}{L_b}\sqrt{I_y J}\left[B_1 + \sqrt{(1 + B_2 + B_1^2)}\right] \leq M_p$$

여기서, $B_1 = 2.25[2(I_{yc}/I_y) - 1](d/L_b)\sqrt{(I_y/J)}$

$B_2 = 25(1 - I_{yc}/I_y)(I_{yc}/J)(d/L_b)^2$

I_y : 비대칭 H형강의 전단면 2차 모멘트

I_{yc} : 압축연의 비대칭 H형강의 단면 2차 모멘트

J : 비대칭 H형강의 비틀림 상수

d : 웨브 춤

3)불균등하중에 의한 보의 휨-비틀림

불균형하중에 의한 보의 휨-비틀림에 대해서는 다음 식에 따라 내력을 산정하여 설계한다.

$$\frac{M_{ux}}{\phi M_n} + \frac{M_{fh}}{\phi M_{ny}} \leq 1.0$$

여기서, $M_{ux} = (W_1 + W_2 + W_3)\frac{L^2}{8}$: x-x축 방향의 모멘트

M_n : x-x축 방향에 대한 휨강도

$M_{fh} = \beta\frac{m}{2}abL^2$: y-y축 방향에 대해 보의 상부 플랜지에 작용하는 횡방향 모멘트로서, 플랜지에서 두개의 상반된 힘을 비틀림 모멘트를 고려하여 계산

$M_{ny} = \phi\frac{S_y F_y}{2}$: y-y축에 대한 상부 플랜지의 휨강도

$W_1 = [1.2(w_d + w_{cc}) + 1.6w_c]\left(\frac{L}{2}\right)$

$W_2 = 1.2w_s L$

$W_3 = 1.2(w_d)\left(\frac{L}{2}\right)$

w_d : 데크 플레이트의 중량

w_s : 비대칭 H형강의 중량

w_{cc} : 현장타설 콘크리트의 중량

w_c : 시공하중

$m = (W_1 - W_3)\frac{e}{h_s}$

$h_s = D - \frac{t_t}{2} - \frac{t_b}{2}$

$\lambda = \sqrt{\frac{GJ}{EC_w}}$

β : λL에 따른 저감계수(표 1.2 참조)

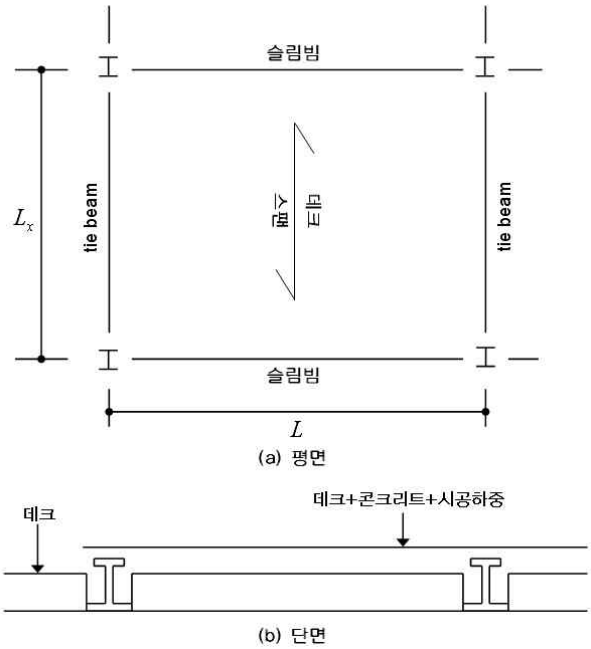
e : 보단면의 중심선에서 계산한 W_1의 편심거리

G : 비대칭 H형강의 전단탄성계수

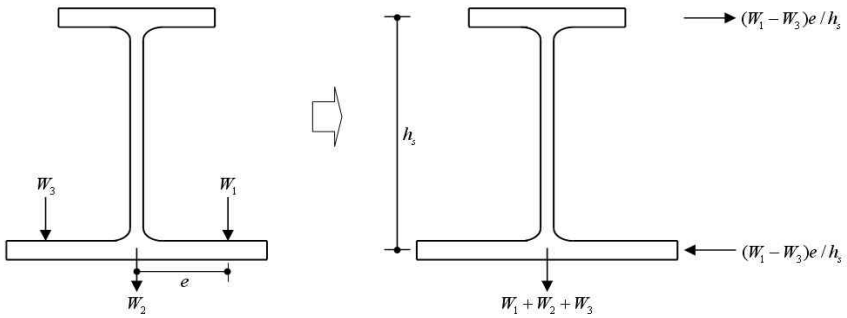
C_w : 비대칭 H형강의 뒤틀림 상수

[해설]

슬림플로어의 시공순서에 의하여 그림 1.11과 같은 내부스팬에 콘크리트가 타설되고 인접스팬에 콘크리트가 타설되지 않을 경우에는 불균등하중에 의한 비틀림 효과를 포함한 해석이 수행되어야 한다. 그림 1.12는 보에 작용하는 불균등하중을 상·하부 플랜지에 작용하는 우력모멘트로 치환하여 단순화한 것이다.

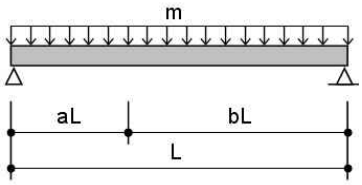


<그림 1.11> 시공시 하중분포



<그림 1.12> 불균형하중의 치환 (단순화된 설계법)

<표 1.3> β values, uniform load, torsional simple support



λL	β				
	a=0.5	a=0.4	a=0.3	a=0.2	a=0.1
0.5	0.97	0.97	0.98	0.98	0.98
1.0	0.91	0.91	0.91	0.91	0.92
2.0	0.70	0.71	0.71	072	0.74
3.0	0.51	0.51	0.52	0.54	0.57
4.0	0.37	0.37	0.38	0.41	0.44
5.0	0.27	0.27	0.29	0.31	0.34
6.0	0.20	0.20	0.22	0.24	0.28
8.0	0.12	0.12	0.13	0.16	0.19
10.0	0.08	0.08	0.09	0.11	0.14

4) 균등하중에 의한 보의 휨

균등하중에 의한 보의 휨에 대해서는 다음 식에 따라 내력을 산정하여 설계한다.

$$\frac{M_u}{\phi M_n} \leq 1.0$$

여기서, M_u : 외력에 의한 계수 휨모멘트

(2) 전단내력

웨브의 판폭두께비 d/t_w가 260이하이고, 스티프너가 없는 웨브의 설계전단강도는 $\Phi_v V_n$ 이다. $\Phi_v = 0.9$이고, 공칭 전단강도 V_n은 다음과 같이 산정한다.

1) $d/t_w \le 2.45\sqrt{E/F_{yw}}$ 인 경우

$$V_n = 0.6 F_{yw} A_w$$

2) $2.45\sqrt{E/F_{yw}} < d/t_w \le 3.07\sqrt{E/F_{yw}}$ 인 경우

$$V_n = 0.6 F_{yw} A_w \left[\frac{2.45\sqrt{E/F_{yw}}}{d/t_w} \right]$$

3) $3.07\sqrt{E/F_{yw}} < d/t_w \le 260$ 인 경우

$$V_n = A_w \left[\frac{4.52E}{(d/t_w)^2} \right]$$

여기서, 웨브의 면적 A_w는 웨브 춤 d에 웨브의 두께 t_w를 곱하여 산정한다.

[해설]

설계전단강도는 강재보의 웨브에만 의존하며, 강재의 설계전단강도 규정(KBC 2005 0707.3)에 따라 산정한다.

(3) 처짐

처짐은 탄성이론에 의해 산정하며, 시공시(콘크리트 타설시) 발생가능한 처짐에 대해 검토하여야 한다. 이때의 처짐 값은 1.2.4(1)을 만족하여야 한다.

[해설]

동바리를 사용하지 않는 경우 고정하중에 의한 처짐은 강재보의 단면 2차 모멘트 I_s를, 적재하중에 의한 처짐은 유효단면 2차 모멘트 I_e를 사용하여 계산한다. 동바리를 사용하는 경우 고정하중과 적재하중에 의한 처짐은 전부재의 유효단면 2차 모멘트 I_e를 사용하여 계산한다.

1.4.2 합성후(사용) 단계

(1) 휨강도

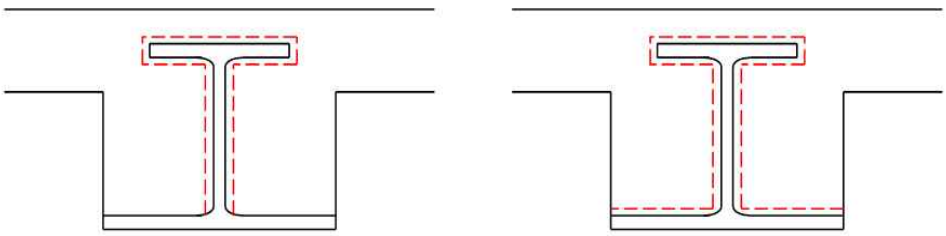
1) 합성율 산정

비대칭 H형강의 합성율은 강성측면에서 설계되며 강재와 콘크리트의 부착면적 및 전단연결재의 강성에 의해서 결정되며 하중조건에 대해서도 영향을 받는다. 일반적으로 등분포하중을 받는 슬림플로어에서 콘크리트와 비대칭 H형강간의 마찰내력 f_{sb}는 0.6 N/mm^{2}를 적용한다.

[해설]

수평전단내력은 스터드 전단연결재의 저항력과 콘크리트와 강재보의 마찰력의 합으로 계산한다. 콘크리트와 비대칭 H형강 사이의 마찰내력 f_{sb}는 0.6 N/mm^2 를 사용한다. 수평전단력의 전달은 비대칭 H형강 단면의 웨브와 상부 플랜지 주변에 균등하게 분포되는 전단부착거동에 의해서 일어난다.

등분포 하중을 받는 보의 경우, 보의 중앙부에서 슬래브에 작용하는 최대압축력(F_{sb})을 구할 수 있는데, 주요하게 작용하는 변수는 부착길이(p)이다. 부착길이의 정의는 KS규정과 BS규정이 차이를 보인다. 그 차이는 그림 1.13에서 보는 것과 같이 하부플랜지를 포함하느냐에 따라 변수 값이 달라지고, 그에 따른 식은 BS규정에는 다음과 같은 식으로 제시하고 있다.



(a) SCI 규준 (b) 국내 제안

<그림 1.13> 부착길이의 비교

$$p = 2(B_t + t_t + d) - t_w$$

$$F_{sb} = f_{sb} \cdot \frac{L}{4} \cdot p$$

여기서, $F_{sb} > R_c$: Full shear connection

이 때 상부 플랜지의 콘크리트 피복은 30mm이상 60mm이하로 하여야하며 30mm 미만인 경우 상기식에서 B_t는 제외되어야 한다.
우리나라 설계규정은 부착강도에 대하여 제시된 식은 없고 국내의 실험논문에서 다음과 같이 제시하고 있다.

$$p = 2(B_t + t_t + d + B_b) - t_w$$

$$F_{sb} = f_{sb} \cdot \frac{L}{2} \cdot (B_t + d + t_t + B_b - 0.5t_w)$$

여기서, f_{sb} : 상부 플랜지 부근의 평균 전단부착강도
L : 부재의 길이

단, 이와 같은 결과값은 등분포하중을 받는 보에만 적용가능하며 집중하중과 같이 전단력의 급격한 변화를 발생시키는 하중조건하에서는 적용이 불가능하다. 이러한 경우에는 마찰력에 의한 합성효과를 무시하며 전단 연결재에 의해 합성효과를 확보해야한다.

2) 유효폭 산정

보 중심을 기준으로 좌우 각 방향에 대한 콘크리트 슬래브의 유효폭은 다음 중에서 최소값을 택하여 결정한다.

① 보 스팬(지지점의 중심간)의 1/16
② 보 중심선에서 인접보 중심선까지의 거리의 1/4
③ 보 중심선에서 슬래브 가장자리까지의 거리의 1/2

[해설]
상기의 값은 일반 철골 합성보 유효폭의 절반에 해당하는 값으로, 실제 비대칭 H형강과 데크 플레이트의 합성 효과에 비해 안전측의 결과를 유도하게 된다.

3) 완전 합성 설계

① 수평전단내력이 다음과 같을 경우 완전합성으로 설계할 수 있다.

$$R_q = F_{sb} + R_{sc} \geq R_c$$

② 완전 합성시 설계휨강도는 합성단면의 소성응력분포로부터 계산하며, PNA의 위치에 따라 다음 식에 의한다.

ⅰ) PNA가 콘크리트 슬래브 플랜지 상부에 위치한 경우 : $R_s < R_c \times \frac{D_c}{D_s}$

$$\phi M_n = \phi \left[R_s \left(\frac{D}{2} + D_c - y_c \right) + R_c \frac{y_c^2}{2D_s} \right]$$

ⅱ) PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치한 경우 : $R_w + R_b < R_c \times \frac{D_c}{D_s} < R_s$

$$\phi M_n = \phi \left[R_b \left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2} \right) + R_w \left(\frac{D}{2} + D_c - y_c \right) + R_c \frac{y_c^2}{2D_s} \right]$$

ⅲ) PNA가 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브 이내에 위치한 경우

: $R_b < R_c \times \frac{D_c}{D_s} + R_t < R_b + R_w \quad (y_c < D_s)$

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b \left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2} \right) \\ + R_w \frac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \frac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t \left(y_c - D_c - \frac{t_t}{2} \right) + R_c \frac{(y_c)^2}{2D_s} \end{array} \right]$$

ⅳ) PNA가 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브에 위치한 경우

: $R_b < R_c + R_t < R_b + R_w \quad (D_s < y_c)$

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2}\right) \\ + R_w \frac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \frac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \frac{t_t}{2}\right) + R_c\left(y_c - \frac{D_s}{2}\right) \end{array} \right]$$

여기서, $\phi = 0.85$: 휨에 관한 저항계수

R_q : 수평전단내력

R_{sc} : 전단연결재의 공칭전단내력 ($= \sum Q_n$)

Q_n : 전단 연결재 1개의 공칭강도 ($= 0.5 A_{sc}\sqrt{f_{ck} E_c}$)

R_c : 콘크리트 압축내력

D_c : 비대칭 H형강 상부 플랜지 상부의 콘크리트 슬래브 두께

D_s : 데크플레이트 상부의 콘크리트 두께 (슬래브 전체 두께)

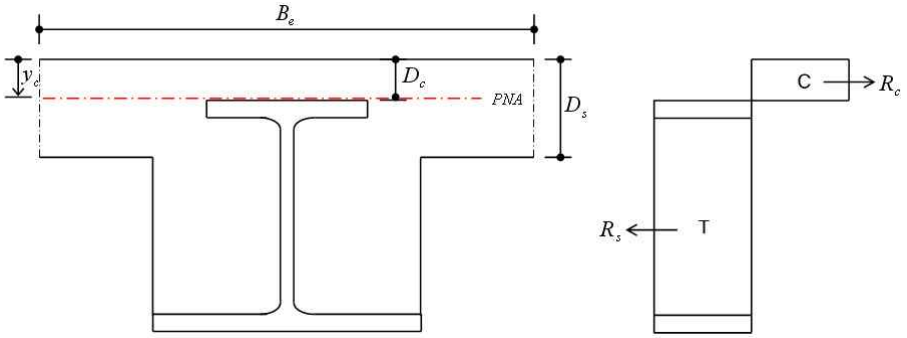
[해설]

① 모멘트 내력은 강재보와 콘크리트 사이의 전단연결의 정도와 관련하여 완전합성 또는 부분합성으로 설계된다. 일반적으로 완전합성은 전단연결재의 내력과 마찰력의 합이 콘크리트 또는 철골 내력 이상일 경우에 해당된다. 국내외의 연구결과 슬림플로어는 전단 연결재없이 일정한 수준의 전단부착성능을 발휘하는 것으로 나타났기 때문에 비대칭 H형강과 콘크리트간의 부착내력과 전단 연결재의 전단내력의 합을 슬림플로어의 수평전단내력으로 활용한다.

② 공칭 휨강도 산정은 콘크리트 슬래브의 구속효과에 의하여 횡좌굴의 영향을 고려하지 않기 때문에 단면의 소성응력분포로부터 계산한다. 공칭 휨강도는 PNA의 위치에 따라 네 가지로 구분되어 설계한다.

ⅰ) Case 1 : PNA가 콘크리트 슬래브 플랜지 상부에 위치한 경우

판별식 : $R_s < R_c \times \frac{D_c}{D_s}$



<그림 1.14> 합성단면의 소성응력분포 (PNA : 콘크리트 슬래브 플랜지 상부)

PNA가 콘크리트 슬래브 플랜지 상부에 위치할 경우의 합성단면의 소성응력분포는 그림 1.14와 같다. PNA의 위치는 $C = T$ 을 이용하여 계산하면 다음 식과 같다.

$$C = T : 0.85 f_{ck} B_e \, y_c = R_s$$

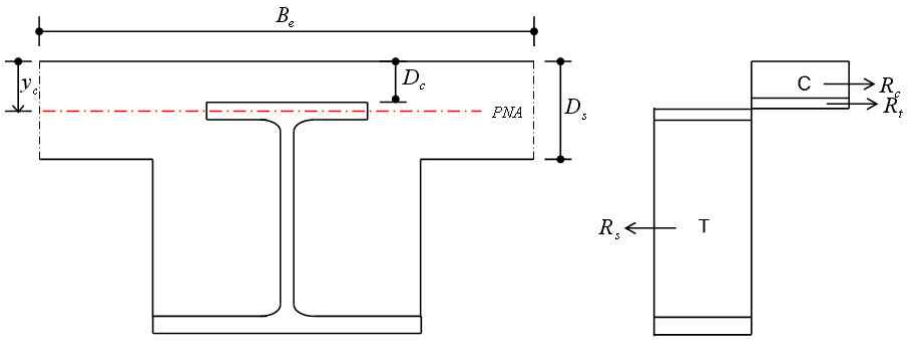
$$y_c = \frac{R_s}{0.85 f_{ck} B_e}$$

PNA에서 공칭 휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[R_s \left(\frac{D}{2} + D_c - y_c \right) + R_c \frac{y_c^2}{2 D_s} \right]$$

ii) Case 2 : PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치한 경우

판별식 : $R_w + R_b < R_c \times \frac{D_c}{D_s} < R_s$



<그림 1.15> 합성단면의 소성응력분포 (PNA : H형강 상부 플랜지)

PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치할 경우의 합성단면의 소성응력 분포는 그림 1.15와 같고, PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \; R_c \frac{y_c}{D_s} + R_t \frac{y_c - D_c}{t_t} = R_s - R_t \frac{y_c - D_c}{t_t}$$

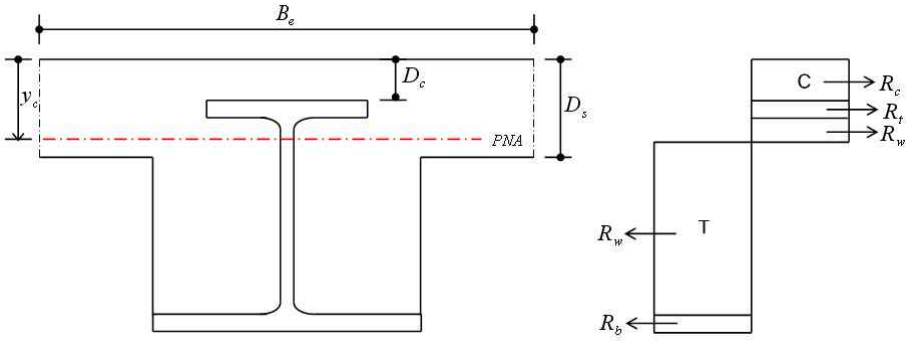
$$y_c = \frac{R_s + 2D_c R_t / t_t}{R_c / D_s + 2R_t / t_t}$$

PNA에서 공칭 휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[R_b \left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2} \right) + R_w \left(\frac{D}{2} + D_c - y_c \right) + R_c \frac{y_c^2}{2D_s} \right]$$

iii) Case 3 : PNA가 콘크리트 슬래브이내에 있고, H형강 웨브에 위치한 경우

판별식 : $R_b < R_c \times \frac{D_c}{D_s} + R_t < R_b + R_w \quad (y_c < D_s)$



<그림 1.16> 합성단면의 소성응력분포 (PNA : 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브)

PNA가 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브에 위치할 경우의 합성단면의 소성응력분포는 그림 1.16과 같고, 이때의 PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \; R_c \frac{y_c}{D_s} + R_t + R_w \frac{y_c - D_c - t_t}{d} = R_w \frac{d + D_c + t_t - y_c}{d} + R_b$$

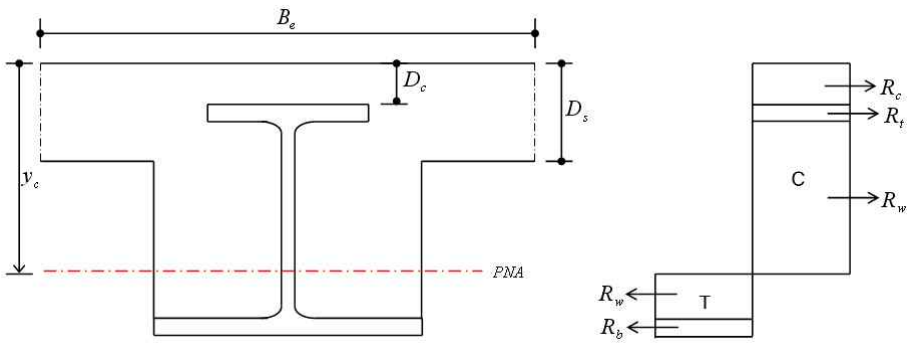
$$y_c = \frac{R_b + R_w - R_t + 2R_w (D_c + t_t)/d}{2R_w / d + R_c / D_s}$$

PNA에서 공칭휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2}\right) \\ + R_w \frac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \frac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \frac{t_t}{2}\right) + R_c \frac{(y_c)^2}{2D_s} \end{array} \right]$$

iv) Case 4 : PNA가 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브에 위치한 경우

판별식 : $R_b < R_c + R_t < R_b + R_w \quad (D_s < y_c)$



<그림 1.17> 합성단면의 소성응력분포 (PNA : 콘크리트 슬래브 하부에 있고 H형강 웨브)

PNA가 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브에 위치할 경우의 합성단면의 소성응력분포는 그림 1.17과 같고, 이때의 PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \; R_c + R_t + R_w \frac{y_c - D_c - t_t}{d} = R_w \frac{d + D_c + t_t - y_c}{d} + R_b$$

$$y_c = \frac{(R_b + R_w - R_t - R_c)}{2R_w/d} + D_c + t_t$$

PNA에서 공칭 휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2}\right) \\ + R_w \frac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \frac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \frac{t_t}{2}\right) + R_c\left(y_c - \frac{D_s}{2}\right) \end{array} \right]$$

4) 부분 합성 설계

부분 합성보의 공칭 휨강도는 슬래브의 두께를 합성비로 감소시킨 후 완전 합성보와 같은 방법으로 계산한다.

① 수평전단내력이 다음과 같을 경우 부분합성으로 설계한다.

$$R_q = F_{sb} + R_{sc} \leq R_c$$

② 부분 합성시 공칭 휨강도는 합성단면의 소성응력분포로부터 계산하며, PNA의 위치에 따라 다음 식에 의한다.

ⅰ) PNA가 콘크리트 슬래브 플랜지 상부에 위치한 경우 : $R_s < R_{ca}$

$$\phi M_n = \phi \left[R_s\left(\frac{D}{2} + D_c - y_c\right) + R_{ca}\left(\frac{D_{ca}}{D_s}\right)\left(y_c - \frac{D_{ca}}{2}\right) \right]$$

ⅱ) PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치한 경우 : $R_w + R_b < R_{ca} < R_s$

$$\phi M_n = \phi \left[R_b\left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2}\right) + R_w\left(\frac{d}{2} + D_c + t_t - y_c\right) + R_t\frac{t_t}{2} + R_{ca}\left(y_c - \frac{D_{ca}}{2}\right) \right]$$

ⅲ) PNA가 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브 이내에 위치한 경우
: $R_b < R_{ca} + R_t < R_b + R_w \ \ (y_c < D_s)$

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \dfrac{t_b}{2}\right) \\ + R_w \dfrac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \dfrac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \dfrac{t_t}{2}\right) + R_{ca}\left(y_c - \dfrac{D_{ca}}{2}\right) \end{array} \right]$$

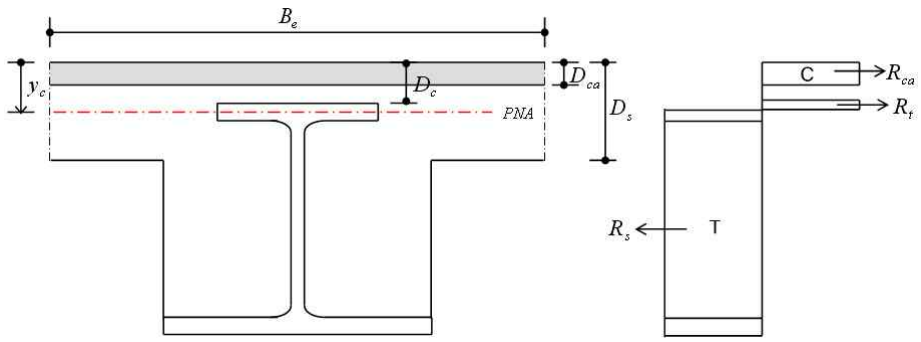
ⅳ) PNA가 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브에 위치한 경우

: $R_b < R_{ca} + R_t < R_b + R_w \quad (D_s < y_c)$

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \dfrac{t_b}{2}\right) \\ + R_w \dfrac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \dfrac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \dfrac{t_t}{2}\right) + R_{ca}\left(y_c - \dfrac{D_{ca}}{2}\right) \end{array} \right]$$

[해설]

부재의 휨내력이 요구모멘트 성능을 만족할 경우 부분 합성으로 설계하는 것이 경제적이다. 이때의 콘크리트 압축내력 R_c는 R_{ca}로 대체된다. 부분 합성시 합성보의 모멘트내력은 완전 합성시와 동일한 방식으로 계산되어진다. 실례로 PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치할 경우의 부분 합성보의 소성 모멘트내력은 다음과 같다.



<그림 1.18> 부분 합성시 합성보 단면의 응력분포 (PNA : H형강 상부 플랜지)

PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치할 경우의 합성단면의 소성응력 분포는 그림 1.18과 같고, PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \; R_{ca} + R_t \frac{y_c - D_c}{t_t} = R_s - R_t \frac{y_c - D_c}{t_t}$$

$$y_c = \frac{R_s - R_{ca} + 2D_c R_t / t_t}{2R_t / t_t}$$

PNA에서 공칭 휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[R_b \left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2} \right) + R_w \left(\frac{d}{2} + D_c + t_t - y_c \right) + R_t \frac{t_t}{2} + R_{ca} \left(y_c - \frac{D_{ca}}{2} \right) \right]$$

여기서, $D_{ca} = \dfrac{R_{ca}}{0.85 f_{ck} B_e}$: 부분합성력 R_{ca}에 해당하는 콘크리트의 두께

5) 부모멘트의 설계

부모멘트 영역에서 슬림플로어의 휨강도는 노출형 합성보의 부모멘트에 대한 설계휨강도와 동일하며 강재보의 강도 또는 슬래브 주철근과 강재 단면의 강도의 합으로 산정한다. 이 때 슬래브와 보는 전단 연결재 또는 등가의 효력을 가지는 기구에 의해 일체성이 확보되어야 한다.

[해설]

KBC 2005 0709.3.6에 따라 설계한다. 이 때 압축을 받는 플랜지의 횡좌굴에 대해서는 "Eurocode 4 : Design of Composite Steel and Concrete Structures"의 '6.4 Lateral-torsional buckling of composite beams'의 'Encased Beam' 또는 'Partially Encased Beam'에 관한 설계식을 따른다. 또는, "ANSI/AISC 360-05, Specification for Structural Steel Buildings"의 'CHAPTER F4. OTHER I-SHAPED MEMBERS WITH COMPACT OR NONCOMPACT WEBS BENT ABOUT THEIR MAJOR AXIS'를 참고한다.

(2) 전단내력

합성전(시공)의 전단내력 산정과 동일하다.

(3) 처짐

보의 처짐은 탄성이론에 의해 산정하며, 콘크리트 경화 후 추가 고정하중과 활하중에 의한 처짐을 고려하여야 한다.

[해설]

동바리를 사용하지 않는 경우 고정하중에 의한 처짐은 강재보의 단면 2차 모멘트 I_s를, 적재하중에 의한 처짐은 유효단면 2차 모멘트 I_e를 사용하여 계산한다. 동바리를 사용하는 경우 고정하중과 적재하중에 의한 처짐 모두 유효단면 2차 모멘트 I_e를 사용하여 계산한다.

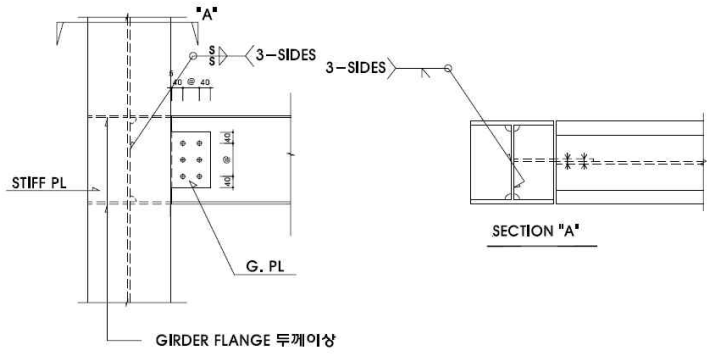
1.4.3 접합부 설계

(1) 전단접합

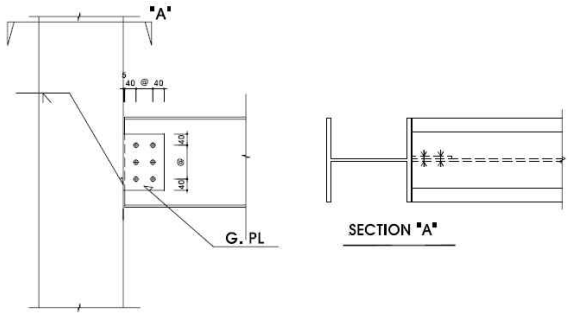
1) 전단접합은 보의 전단력만 전달하는 접합부로, 연결부의 형태에 따라 단일플레이트 접합, 단일ㄱ형강 접합, 쌍ㄱ형강 접합 등이 사용되고 있다. 2) 비대칭 H형강의 전단접합설계는 KBC 2005 7장을 따른다.

[해설]

1) 가장 일반적으로 사용되는 보-기둥 전단접합방식은 단일 플레이트 접합으로, 슬림플로어에는 다음과 같은 형태가 적용된다.



(a) 보 + 기둥 웨브 접합



(b) 보 + 기둥 플랜지 접합

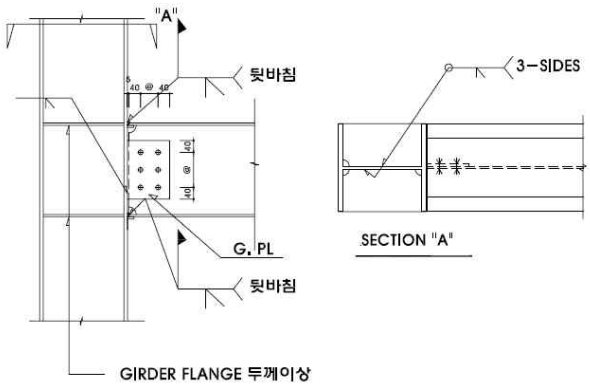
<그림 1.19> 단순 접합부 예

일반적으로 철골접합부는 접합부의 연속성을 확보하기 위해 전강도설계(Full strength design)로 설계되어지기 때문에 슬림플로어와 같이 보 춤이 작은 경우는 시공성을 고려하여 볼트의 배치에 주의하여야 한다.

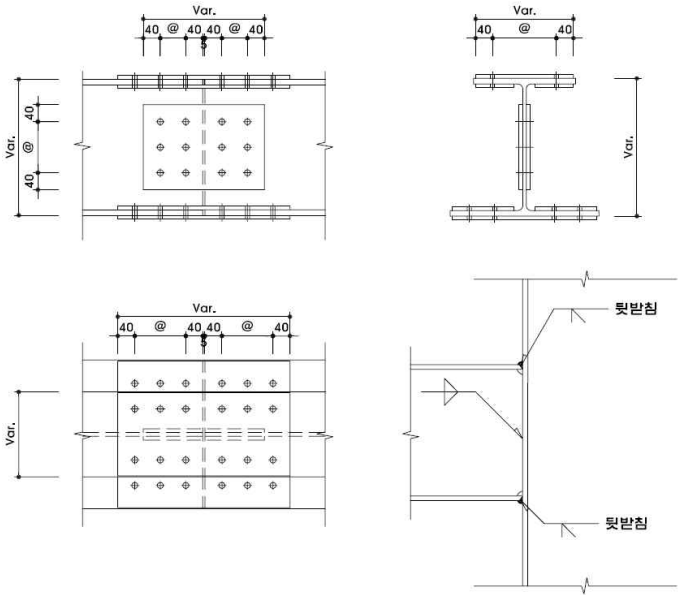
(2) 강접합

1) 대표적인 강접합부의 형태는 웨브 볼트 접합과 플랜지 용접을 혼용한 것과 브라켓을 사용한 것이 대표적이다. 2) 비대칭 H형강의 강접합설계는 KBC 2005 7장을 따른다.

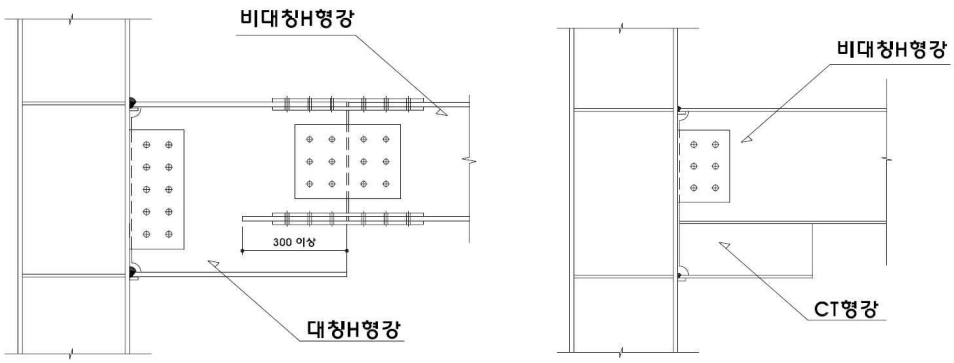
[해설]



(a) 웨브 플레이트 볼트 + 플랜지 용접 접합



(b) 브라켓 접합



(c) 단부보강 (대칭H형강 브라켓) (d) 단부보강 (CT형강)

<그림 1.20> 강접합부 예

1.5 데크 플레이트 설계

데크 플레이트의 설계 기본 가정은 다음과 같다.

(1) 데크 플레이트의 단면성능은 제작사에서 제공된 자료를 사용한다.
(2) 시공시의 하중은 데크 플레이트만으로 지지한다고 가정한다.
(3) 시공시 데크 플레이트의 응력도는 단기응력에 대한 값을 사용한다.
(4) 합성슬래브의 정모멘트 및 처짐은 전체 하중에 대해 1방향 슬래브로 가정하여, 단순지지로 설계한다. 단, 합성후 연속성이 확보된다고 판단되는 경우 연속스팬에

대한 모멘트 및 처짐으로 평가할 수 있다.

(5) 폭방향에 대한 휨모멘트는 산정하지 않는다.

(6) 데크 플레이트를 사용하는 슬래브는 크게 다음 2가지로 구분된다.

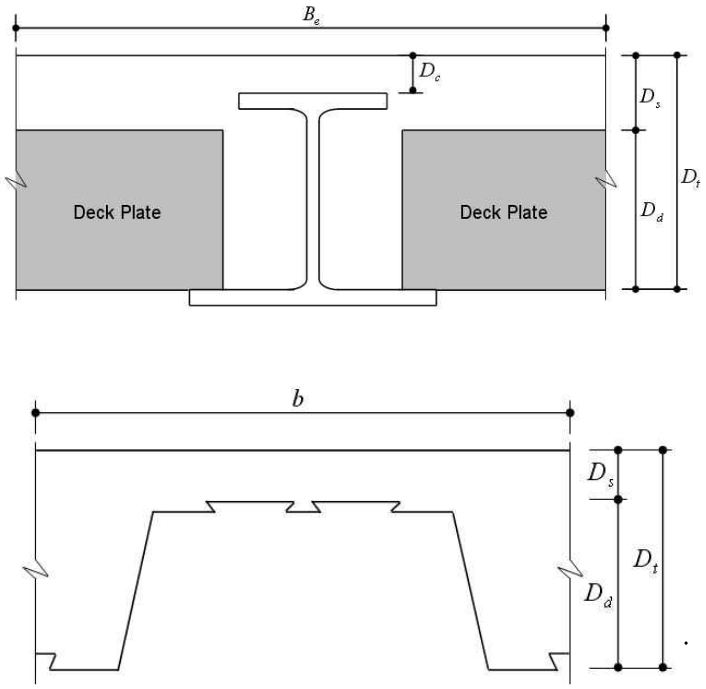
1) 바닥하중을 데크 플레이트와 콘크리트 합성판으로 지지하는 슬래브

2) 데크 플레이트를 거푸집으로 사용하는 철근콘크리트 슬래브

(7) 데크 플레이트 상부의 콘크리트 두께(D_s)는 “강구조의 설계(2004)”의 허용응력도 설계법에 의해 슬래브의 면내 다이아프램 역할의 확보를 위하여 5cm 이상으로 하여야 한다.

(8) 데크 플레이트의 설계는 “허용응력 설계법에 의한 강구조설계기준(2003)” 또는 “철골철근콘크리트 구조계산규준 및 해설(2000)”을 따른다.

[해설]



<그림 1.21> 춤이 깊은 데크 플레이트 형상

1.5.1 합성전(시공) 단계

(1) 휨강도

데크 플레이트 단위폭에 작용하는 휨모멘트는 데크 플레이트 단면계수에 의해 구해지는 허용휨모멘트 이하가 되도록 한다. 단, 데크 플레이트의 압축을 받는 평판부의 폭(B_o)이 유효폭(B_e)를 초과하는 경우는 초과하는 부분을 무시하고 단면계수를 계산한다.

[해설]
데크 플레이트 단면계수 Z_{dc} , Z_{dt} 는 다음과 같은 식으로 구한다.

$$Z_{dc} = \frac{I_{de}}{x} \ , \qquad Z_{dt} = \frac{I_{de}}{D_d - x}$$

여기서 Z_{dc} : 데크 플레이트의 압축측 단면계수
Z_{dt} : 데크 플레이트의 인장측 단면계수
x : 압축연단에서 중립축까지의 거리
D_d : 데크 플레이트의 춤
I_{de} : 단위폭 b인 데크 플레이트의 유효단면2차모멘트

(2) 처짐

데크 플레이트의 시공시 하중에 대한 처짐은 데크 플레이트의 자중, 슬래브 콘크리트의 자중, 시공하중 등을 고려하여 산정하며 이때의 단면상수는 강재단면에 대해서만 계산한다. 시공시 전체하중에 의한 데크 플레이트의 처짐은 스팬의 1/180 이하로 한다.

[해설]

단순보인 경우 $\delta = C\frac{5wL_x^4}{384E_sI_d}$, 2스팬 연속보인 경우 $\delta = C\frac{wL_x^4}{185E_sI_d}$

여기서, L_x : 데크 플레이트 스팬 길이
I_d : 데크 플레이트의 단면 2차모멘트 (mm^4)
E_s : 강재의 탄성계수 (MPa)

C : 다음 표의 값으로 한다.

	$B_o > B_e$		$B_o \leq B_e$	
	장기응력	단기응력	장기응력	단기응력
C	1.16	1.20	1.0	1.0

B_o : 데크 플레이트 평판 폭

B_e : 슬래브 유효폭

시공시 처짐에 대해서는 일반적으로 상기의 제한값 이외에도 각 데크 플레이트 제품별로 제시되는 기준이 통용되기도 한다.

1.5.2 합성후 단계

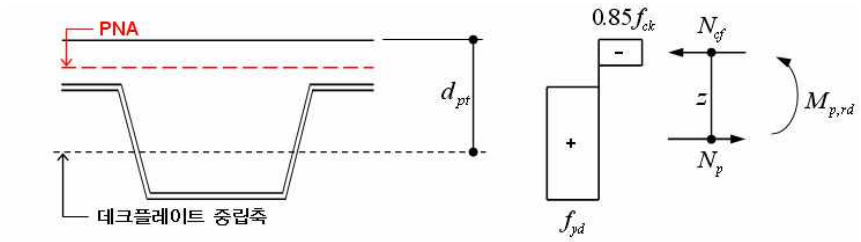
(1) 휨강도

1) 바닥하중을 데크 플레이트와 콘크리트 합성판으로 지지하는 슬래브
   - 콘크리트와의 합성효과를 고려한 합성 데크 플레이트로 검토
2) 데크 플레이트를 거푸집으로 사용하는 철근콘크리트 슬래브
   - 1방향 RC 리브슬래브(Ribbed slab)로 검토

[해설]

1) "Eurocode 4 : Design of Composite Steel and Concrete Structures" 및 "철골철근콘크리트 구조계산규준 및 해설(2000)"에 따라 다음과 같은 식으로 정방향 휨내력을 산정할 수도 있다.

① 중립축이 슬래브 단면내에 위치한 경우



<그림 1.22> 데크 플레이트의 정방형 휨내력을 결정하기 위한 응력분포
(PNA : 콘크리트 슬래브 상부)

$$M_{p.rd} = N_{cf}(d_{pt} - 0.5x)$$

$$x = \frac{N_{cf}}{b(0.85f_{ck})/r_c}$$

$$N_{cf} = A_{de} f_{yp} / r_d$$

여기서, $M_{p.rd}$: 데크 플레이트의 감소된 소성 모멘트

A_{de} : 인장연에 있는 데크 플레이트의 유효 단면적

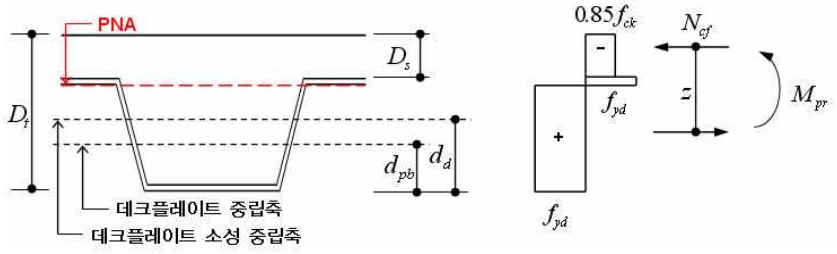
d_{pt} : 데크 플레이트의 유효 단면 중심에서 상부 슬래브까지의 거리

f_{yd} : 데크 플레이트의 인장강도

x : 콘크리트 압축응력 블록 춤

r_c, r_d : 콘크리트 및 데크 플레이트 재료의 강도에 관계된 안전계수

② 중립축이 데크 플레이트 면에 위치한 경우



<그림 1.23> 데크 플레이트의 정방형 휨내력을 결정하기 위한 응력분포
(PNA : 콘크리트 슬래브 상부)

$$M_{p,rd} = N_{cf} \cdot z + M_{pr}$$

$$z = D_t - 0.5D_s - d_d + (d_d - d_{pb})\frac{N_{cf}}{A_{de} f_{yd}/r_d}$$

$$M_{pr} = 1.25M_{pa}\left(1 - \frac{N_{cf}}{A_{de} f_{yd}/r_d}\right) \le M_{pa}$$

$$N_{cf} = D_s\, b(0.85f_{ck}/r_c)$$

여기서, M_{pa} : 데크 플레이트의 유효단면에 대한 소성모멘트

d_{pb} : 데크 플레이트의 유효 단면의 중심에서부터 슬래브 하부까지의 거리

d_d : 데크 플레이트의 유효 단면에 대한 소성 중립축으로부터 슬래브 하부까지의 거리

(2) 처짐

데크 플레이트만으로 지지하는 경우는 시공전의 처짐(1.5.1 (2))과 같이 계산하며, 합성효과를 고려할 경우는 단면상수는 강재와 콘크리트의 합성단면으로 계산한다. 합성 후 활하중에 의한 슬래브의 처짐은 스팬의 1/360 이하로 한다.

[해설]

합성 후 데크 플레이트의 처짐은 다음과 같다.

단스팬인 경우 : $\delta = \frac{n5wL_x^4}{384E_sI}$ 2스팬 연속인 경우 : $\delta = \frac{nwL_x^4}{185E_sI}$

연속스팬인 경우 : $\delta = \frac{nwL_x^4}{384E_sI}$

여기서, n : 탄성계수비 ($n = 10$)

이 때 단스팬 이상의 연속성을 고려할 경우, 1.5.3 (1) 3) 및 4)에 따른 철근 상세를 만족하여야 한다.

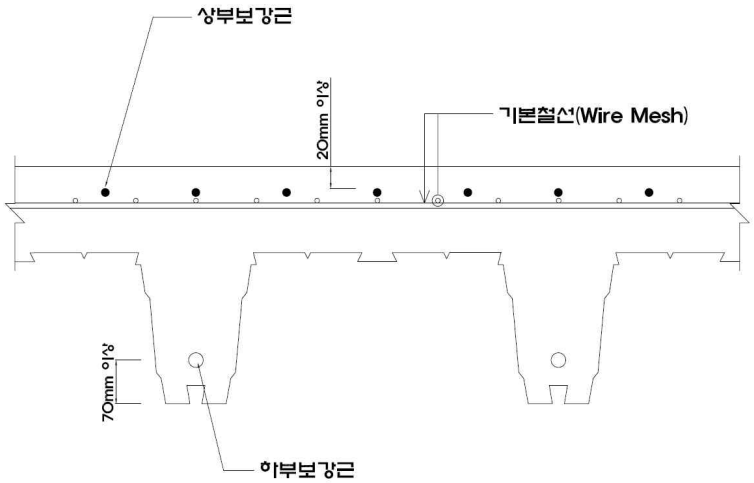
1.5.3 철근 배근 및 상세

(1) 지지조건에 따른 배근 및 상세

1) 철근비는 골방향과 폭방향 모두 데크 플레이트 마루면(상단부)위의 콘크리트 단면의 0.2% 이상으로 한다.
2) 사용하는 철근의 최소직경은 6mm 이상으로 하며 철근 피복두께는 20mm 이상으로 한다.
3) 극한상태에서의 보 축방향 전단력을 슬래브에 원활하게 전달하기 위해서 직교 방향의 철근(또는 철선)이 슬래브 상부에 배근되어야 한다.
4) 합성 후 슬래브의 연속성을 만족시키기 위해서는 보상부에 보에 직교하는 방향으로 적절한 철근이 배근되어야 한다.

[해설]

2) 일반적인 철근 피복은 “KBC 2005″을 따르며 그 이외의 사항(철근 배치 방식 및 피복)은 그림 1.24를 따른다.

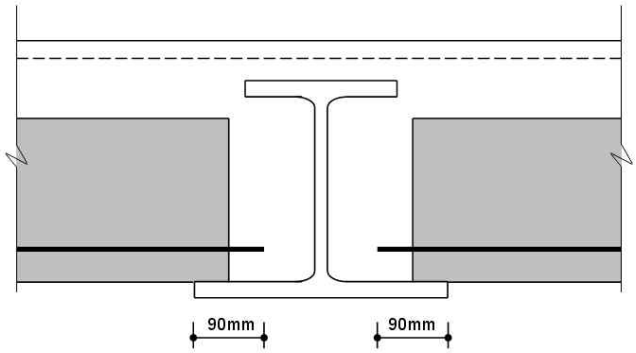


<그림 1.24> 데크 플레이트의 철근 배근 및 피복

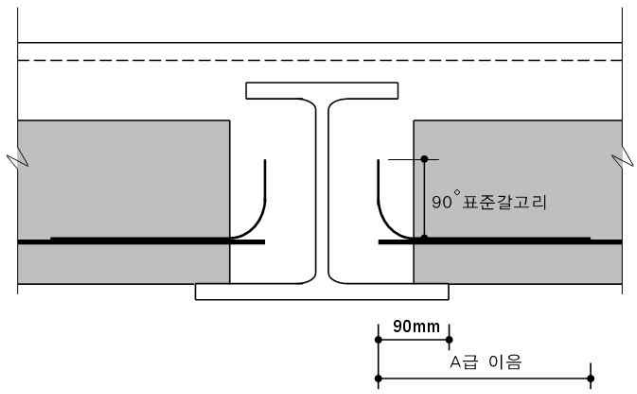
보통 춤이 깊은 데크의 하부 보강근은 강재보의 웨브에 오프닝을 두어 관통하도록 시공되고있다. 그러나 강재보의 웨브에 오프닝을 두기 어려운 경우는 적절히 정착하도록 하부 보강근을 설계하여야 한다. 이에 SCI-P-175에서는 하부 보강근에 대한 상세를 표 1.4와 그림 1.25와 같이 제안하고 있다.

<표 1.4> 데크 플레이트의 하부 보강근 상세

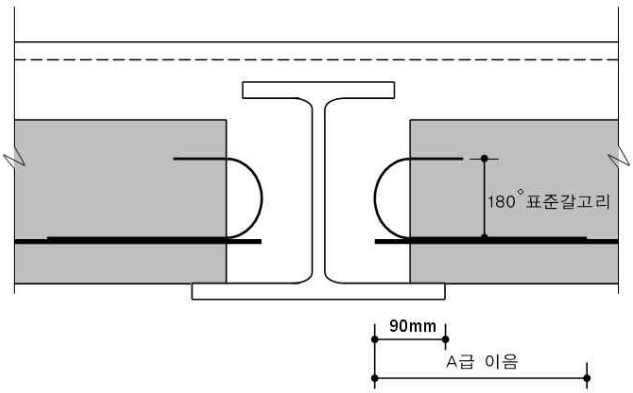
	내화시간 (min)					
	60		90		120	
최소 하부보강근 지름 d 1. 슬래브 지주가 있는 경우 2. 슬래브 지주가 없는 경우	 16 20		 20 25		 25 32	
l_d (㎜)	70		90		120	
리브의 전단응력 V ≤ 0.5Vc 인 경우 보강철근의 지름 d1	곧은 철근		16㎜	L-bar	16㎜	L-bar
			20㎜	L-bar	20㎜	L-bar
리브의 전단응력 V > 0.5Vc 인 경우 보강철근의 지름 d1	16㎜	L-bar	16㎜	L-bar	16㎜	U-bar
	20㎜	L-bar	20㎜	U-bar	20㎜	U-bar



(a) 내화시간 60분이고 V < 0.5Vc 인 경우



(b) 내화시간 60분 이상이고,(또는) V > 0.5Vc 인 경우



(c) 내화시간 60분 이상이고, V > 0.5Vc 인 경우
<그림 1.25> 데크 플레이트의 하부 보강근의 상세

3) 슬래브와 강재보간의 수평전단력을 저항하기 위해 보 상부에는 보 방향에 직교하는 철근이 배근되어야하며, 필요한 철근량은 다음과 같다.

$$\nu_r = 0.7A_{sv}f_{ys} + 0.03\eta A_{cv}f_{cu}$$

여기서, A_{sv} : 보 단위길이당 직교 철근의 단면적
f_{ys} : 철근의 항복 강도
A_{cv} : 보 단위길이당 전단 단면의 면적
(데크 골내부의 콘크리트 포함)
η : 1.0 (일반 콘크리트), 0.8 (경량 콘크리트)

또한 다음 식을 만족해야 한다.

$$\nu_r \geq 2\frac{F_{sb}}{L}\frac{(B_e - B_b)}{B_e}r_s$$

$$F_{sb} \leq R_c$$

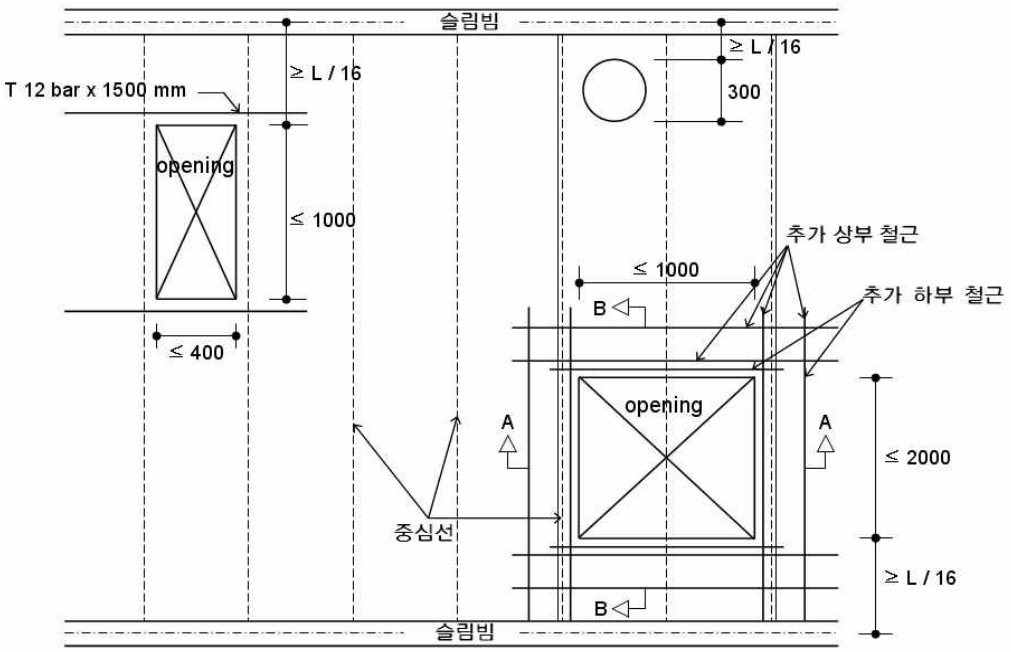
여기서, r_s : 감소계수 ($= (L - 2b_s)/L$)

4) 합성 슬래브를 연속스팬으로 가정할 경우 연속성을 확보하기 위해서는 합성슬래브에 발생하는 부모멘트를 부담할 수 있는 만큼의 철근을 배근한다. 이때의 철근량 산정은 단근 RC보 설계법을 따른다.

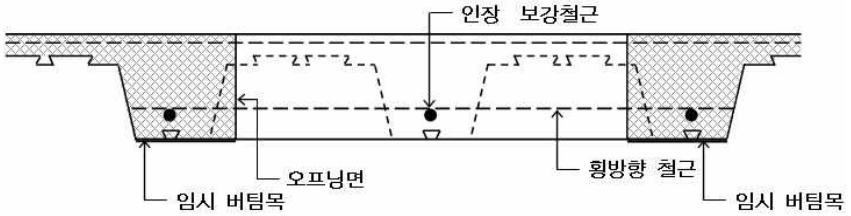
(2) 오프닝 부분 보강 배근 및 상세

1) 데크골을 손상시키지 않는 300mm × 300mm 크기 이하의 오프닝은 별도의 보강근 없이 데크 플레이트 어느 곳에도 계획할 수 있다.
2) 데크골을 손상시키지 않는 길이 1000mm 이하의 오프닝은 아래와 같은 보강근이 필요하며, 만약 슬래브 유효폭 내에 위치하는 경우 해당 보는 비합성보로 설계되어야 한다.
3) 데크골을 손상시키는 폭 1000mm x 길이 2000mm 이하의 오프닝은 아래와 같은 보강근이 필요하며, 만약 슬래브 유효폭내에 위치하는 경우 해당 보는 비합성보로 설계되어야 한다. 또한, 이러한 오프닝이 존재하는 슬래브는 리브슬래브(Ribbed slab)로 설계되어야 하며 데크 플레이트는 거푸집 역할만을 하게 된다.
4) 모든 오프닝은 데크 플레이트가 설치되는 강재보의 웨브 중심에서 오프닝 가장자리까지 데크 플레이트 스팬 L의 1/16이상의 간격이 확보되어야 한다.

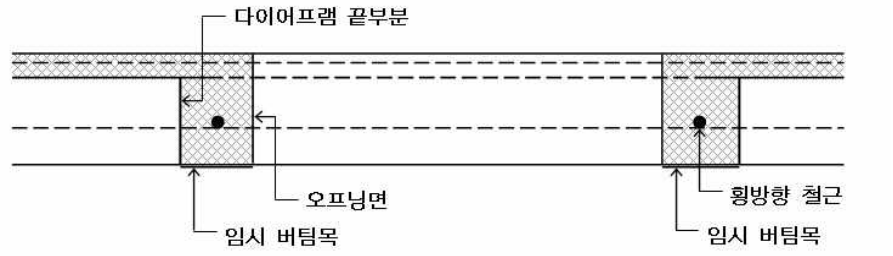
[해설]



(a) 데크 플레이트 오프닝 크기별 보강 상세



(b) 오프닝 단면 보강 상세 : section A-A



(c) 오프닝 단면 보강 상세 : section B-B

<그림 1.26> 데크 플레이트의 오프닝 상세

1.5.4 거푸집용 데크의 경우 슬래브 배근 상세

콘크리트 슬래브 설계 기준에 따라 인장보강 철근을 별도로 배근해야 한다. 또한, 슬래브 콘크리트의 일체성을 확보하기 위한 지점부의 연속 철근 배근이 필수적이다.

[해설]

데크 플레이트와 콘크리트가 일체화되어 바닥하중에 저항하는 합성 데크 플레이트는 데크 플레이트가 콘크리트 타설시에는 거푸집 역할을 하고, 양생 후에는 인장 보강근의 역할까지 하는 바닥구조이다. 복잡한 요철과 엠보스먼트(embossment)가 필수적이고, 일반적으로 인장보강 철근을 따로 배근할 필요가 없다.

이에 반해 거푸집용 데크 플레이트는 영구적으로 거푸집 역할만을 하는 바닥구조이다. 단면형상은 요철이나 엠보스먼트(embossment)가 없는 경우가 대부분이다.

1.6 기타 설계

1.6.1 스터드 전단 연결재(Stud Shear Connector) 설계

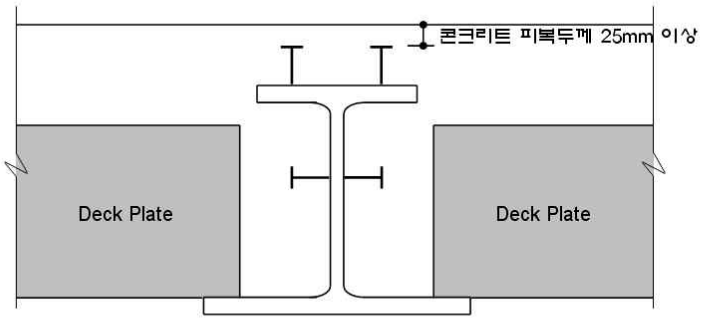
(1) 스터드 전단 연결재 설계시 KBC 2005 0709.5.1의 구조제한을 따른다. (2) 스터드 전단연결재의 콘크리트 피복두께는 어느 방향으로나 25mm이상으로 한다. (3) 강재보와 슬래브면 사이의 전체 수평전단력 V_s는 비대칭 H형과 콘크리트의 마찰력 및 스터드 전단 연결재에 의해서 전달된다고 가정한다. (4) 콘크리트 슬래브에 매입된 스터드 전단 연결재 한 개의 공칭강도 V_{sn}은 슬래브 형태에 따른 감소계수 R_q에 의해 계산한다. 이 때 감소계수는 KBC 2005

0709.5.3.2를 따른다.

(5) 스터드 전단연결재의 소요개수(n)는 $n = V_s / V_{sn}$으로 계산한다.

[해설]

(2) 스터드 전단 연결재의 설치 위치는 비대칭 H형강의 상부 플랜지 위에 두는 것을 기본으로 하되, 스터드 전단 연결재의 피복두께를 확보하지 못할 경우 비대칭 H형강의 웨브에 설치한다. 이 때 스터드 전단 연결재와 춤이 깊은 데크의 골간격과의 구조적 내력검토가 필요하다.



<그림 1.27> 스터트 전단연결재의 설치 위치 상세

(3) 최대 정모멘트점과 영(0)모멘트점 사이의 총 수평전단력 V_s는 다음 중 작은 값으로 한다. 이 때 작은 보를 불완전 합성보로 설계할 경우, 상기 수평전단력 값을 50%까지 저감할 수 있다.

$$V_s = F_y A_s$$

$$V_s = 0.85 f_{ck} B_e t_c$$

여기서, t_c : 콘크리트 슬래브의 유효두께, mm

최대 부모멘트점과 0모멘트점 사이의 총 수평전단력 V_s는 다음 값으로 한다.

$$V_s = F_{yr} A_r$$

여기서, F_{yr} : 철근의 설계기준 항복강도, $\mathrm{N/mm^2}$

A_r : 슬래브의 유효폭 내에 있는 보강철근 단면적, N/mm^2

이 때 기둥면에서의 정모멘트를 합성보로 설계할 경우 다음 값과 비교하여 큰 값으로 한다.

$$V_s = 1.3 f_{ck} b_c t_c$$

여기서, b_c : H형강 기둥 또는 합성기둥에서 콘크리트 슬래브가 접합 폭, mm

(4) 스터드 전단연결재의 공칭강도 V_{sn}은 다음과 같이 계산한다.

$$V_{sn} = 0.5 R_q A_{sc} \sqrt{f_{ck} E_c} \le A_{sc} F_u$$

여기서, A_{sc} : 스터드 전단연결재의 단면적, mm^2

F_u : 강재의 인장강도

다만, F_u가 440 N/mm^2를 초과할 경우에는 440 N/mm^2로 한다.

R_q : 공칭강도의 감소계수, 일정한 두께의 슬래브에 연결된 경우 1.0

(5) 일정 구간 내에 소요되는 개수의 스터드 전단 연결재는 균등한 간격으로 배열한다. 집중하중을 받는 점과 영(0)모멘트 점 사이에는 다음 식에 따라 산정되는 스터드 전단연결재의 소요개수 N_2를 배열해야 한다.

$$N_2 = \frac{N_1 \left(\frac{M\beta}{M_{\max}} - 1 \right)}{\beta - 1}$$

여기서, M : 집중 하중점의 모멘트, 단 $M \le M_{\max}$

$M_{\max}$: 최대 모멘트

N_1 : 최대모멘트 점과 영모멘트 점 사이의 스터드 전단연결재의 소요개수

$$\beta = \frac{S_{ttr}}{S_{ts}} \text{ 또는 } \frac{S_{te}}{S_{ts}}$$

S_{ttr} : 합성보의 인장측에 대한 환산 탄성단면계수, mm^3

S_{te} : 불완전 합성보의 인장측에 대한 유효 환산 탄성단면계수, mm^3

S_{ts} : 강재보의 인장측에 대한 환산 탄성단면계수, mm^3

1.6.2 웨브 오프닝

(1) 적용의 제한

비대칭 H형강의 웨브 개구부는 다음의 제한사항을 만족하여야 한다.

1) 개구부는 스팬 중앙 1/2이내에 있어야 한다.
2) 최대 개구부 수는 스팬당 5개 이내여야 한다.
3) 개구부의 최대춤은 보 춤의 0.6배 이내, 최대폭은 1.5배 이내로 한다.
4) 개구부 슬리브의 최소두께는 1.2mm이상으로 하고, 각형 개구부의 경우 네 모서리에 곡률을 주어 슬리브의 변형을 방지하여야 한다.

(2) 유공 비대칭 H형강의 설계휨강도

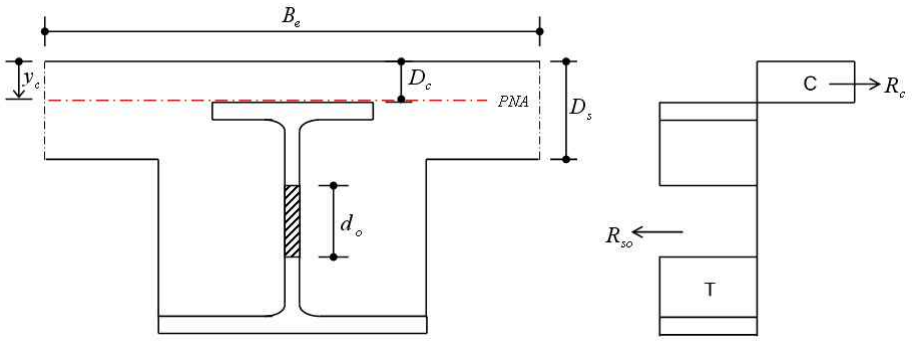
유공 비대칭 H형강의 시공 및 합성시 모멘트 성능은 철골단면의 웨브 손실 부분을 고려하여 계산하여야 한다.

[해설]

강재보의 웨브 개구부는 휨성능 및 전단성능의 저해를 가져온다. 따라서 보 설계시 웨브의 단면결손 부분을 강도식에 반영하여 설계하여야 한다. 웨브의 손실부분을 반영하는 방법은 웨브의 결손부분 춤 d_o만큼을 기존 내력식에서 제외함으로써 쉽게 반영될 수 있다. 실례로 웨브 개구부를 가진 비대칭 H형강의 완전 합성시 휨강도 설계식은 다음과 같이 수정된다.

i) Case 1 : PNA가 콘크리트 슬래브 플랜지 상부에 위치한 경우

판별식 : $R_{so} < R_c \times \frac{D_c}{D_s}$



<그림 1.28> 유공 합성단면의 소성응력분포 (PNA : 콘크리트 슬래브 플랜지 상부)

PNA가 콘크리트 슬래브 플랜지 상부에 위치할 경우의 유공 합성단면의 소성응력분포는 그림 1.28과 같다. PNA의 위치는 PNA의 정의에 따라 압축소성내력 = 인장소성내력임을 이용하여 계산하면 다음 식과 같다.

$$C = T : \ 0.85 f_{ck} B_e \, y_c = R_{so}$$

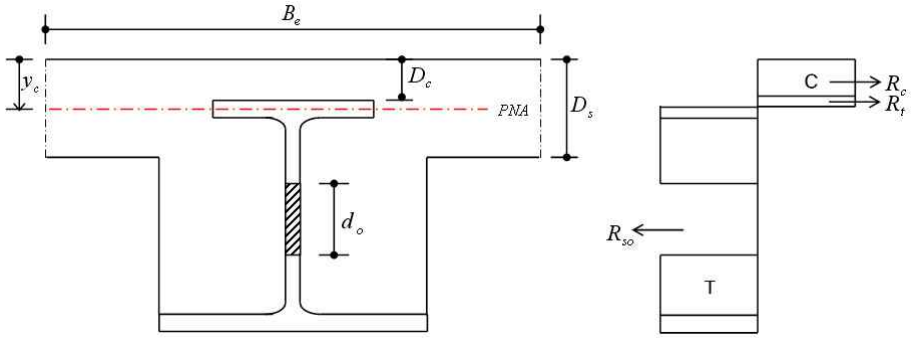
$$y_c = \frac{R_{so}}{0.85 f_{ck} B_e}$$

PNA에서 공칭 휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[R_{so} \left(\frac{D}{2} + D_c - y_c \right) + R_c \frac{y_c^2}{2 D_s} \right]$$

ii) PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치한 경우

판별식 : $R_{wo} + R_b < R_c \times \frac{D_c}{D_s} < R_{so}$



<그림 1.29> 유공 합성단면의 소성응력분포 (PNA : H형강 상부 플랜지)

PNA가 H형강 상부 플랜지에 위치할 경우의 유공 합성단면의 소성응력 분포는 그림 1.29와 같고, PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \ R_c \frac{y_c}{D_s} + R_t \frac{y_c - D_c}{t_t} = R_{so} - R_t \frac{y_c - D_c}{t_t}$$

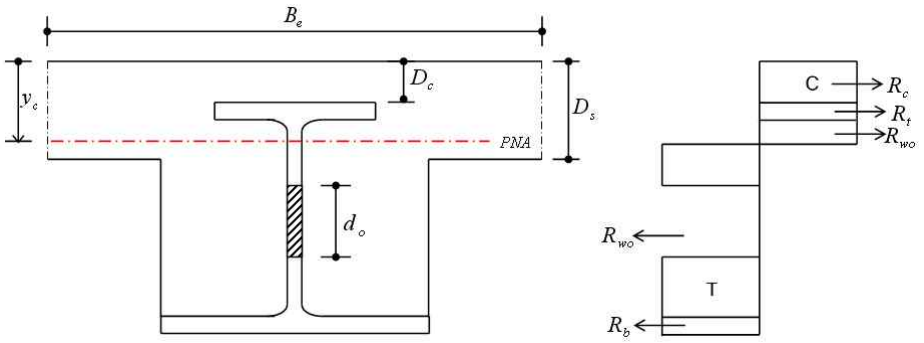
$$y_c = \frac{R_{so} + 2D_c R_t / t_t}{R_c / D_s + 2R_t / t_t}$$

PNA에서 공칭휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[R_b \left(D + D_c - y_c - \frac{t_b}{2} \right) + R_{wo} \left(\frac{d}{2} + D_c + t_t - y_c \right) + R_t \frac{t_t}{2} + R_c \frac{y_c^2}{2D_s} \right]$$

iii) Case 3 : PNA가 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브 이내에 위치한 경우

판별식 : $R_b < R_c \times \frac{D_c}{D_s} + R_t < R_b + R_{wo}$ ($y_c < D_s$)



<그림 1.30> 유공 합성단면의 소성응력분포 (PNA : 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브)

PNA가 콘크리트 슬래브이내이고 H형강 웨브에 위치할 경우의 유공 합성단면의 소성응력분포는 그림 1.30과 같고, 이때의 PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \; R_c \frac{y_c}{D_s} + R_t + R_{wo} \frac{y_c - D_c - t_t}{d - d_o} = R_{wo} \frac{d + D_c + t_t - y_c}{d - d_o} + R_b$$

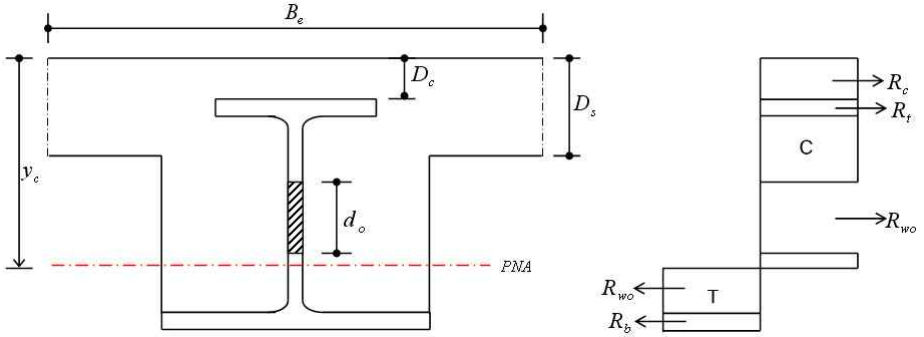
$$y_c = \frac{R_b - R_t + \{2R_{wo}(D_c + t_t) + d\} / (d - d_o)}{2R_{wo} / (d - d_o) + R_c / D_s}$$

PNA에서 공칭휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \dfrac{t_b}{2}\right) \\ + R_{wo}\dfrac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2(d - d_o)} + R_w \dfrac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2(d - d_o)} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \dfrac{t_t}{2}\right) + R_c \dfrac{(y_c)^2}{2D_s} \end{array} \right]$$

ⅳ) Case 4 : PNA가 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브에 위치한 경우

판별식 : $R_b < R_c + R_t < R_b + R_{wo}$ $(D_s < y_c)$



<그림 1.31> 유공 합성단면의 소성응력분포 (PNA : 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브)

PNA가 콘크리트 슬래브 하부의 H형강 웨브에 위치할 경우의 유공 합성단면의 소성응력분포는 그림 1.31과 같고, 이때의 PNA의 위치는 다음 식과 같다.

$$C = T : \; R_c + R_t + R_{wo} - R_{wo}\frac{d + t_t + D_c - y_c}{d - d_o} = R_{wo}\frac{d + t_t + D_c - y_c}{d - d_o} + R_b$$

$$y_c = \frac{(R_b + R_w - R_t - R_c)}{2R_w/d} + D_c + t_t + d$$

PNA에서 공칭휨강도는 다음과 같다.

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b\left(D + D_c - y_c - \dfrac{t_b}{2}\right) \\ + R_{wo}\dfrac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2(d - d_o)} + R_{wo}\dfrac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2(d - d_o)} \\ + R_t\left(y_c - D_c - \dfrac{t_t}{2}\right) + R_c\left(y_c - \dfrac{D_s}{2}\right) \end{array} \right]$$

여기서, $R_{so} = R_s - R_o$: 개구부를 공제한 H형강의 소성내력

$R_{wo} = R_w - R_o$: 개구부를 공제한 웨브의 소성내력

$R_o = A_o \cdot F_y$: 웨브 개구부 부분의 소성내력

$M_{so} = (S_x - S_{xo})F_y$: 개구부를 공제한 H형강의 소성모멘트

$A_o = d_o \cdot t_w$: 웨브 개구부 부분의 단면적

$S_{xo} = t_w d_o^2 / 4$: 웨브 개구부 부분의 소성단면계수

d_o : 웨브 개구부의 춤

1.6.3 단부 헌치 보강 설계

중력 또는 횡력에 의한 단부모멘트가 비대칭 H형강의 내력을 초과할 경우 그림 1.17 (c) 또는 (d)와 같은 방법으로 단부를 보강한다. 이 경우 단부 부모멘트는 보강단면으로 지지하게 되며 설계방법은 비보강단면의 경우와 동일하다.

[해설]

춤이 작은 보의 하부 플랜지와 보강부를 연결하는 면은 춤이 작은 보의 하부 플랜지에서 발생하는 응력을 전달할 수 있는 용접길이를 만족해야 한다.

1.6.4 외곽보 설계

(1) 콘크리트로 둘러싸여 있어야 하며 슬래브 철근은 보를 지나서 정착되어야 한다.
(2) 마감재 하중 등을 고려한 불균형 모멘트에 대해서도 설계되어야 한다.

[해설]

(2) 슬래브 단부 철근에 다음의 상세 중 하나 이상을 적용한 경우는 시공시 발생 가능한 불균형 하중에 대한 검토만을 수행한다.

1) 철근을 보 상부 플랜지에 용접한 경우
2) L형 후크를 상부 플랜지를 지나 콘크리트 내에 정착한 경우
3) L 또는 U형 후크를 보 웨브의 구멍을 통해 정착한 경우

1.6.5 바닥진동(Floor Vibration) 검토

고유주기는 다음과 같은 식으로 계산한다.

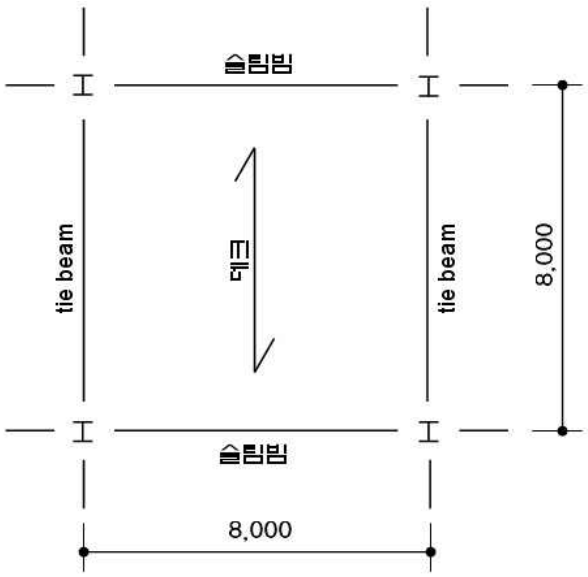
$$f = \frac{18}{\sqrt{\delta_f}} \quad (\text{cycles/sec})$$

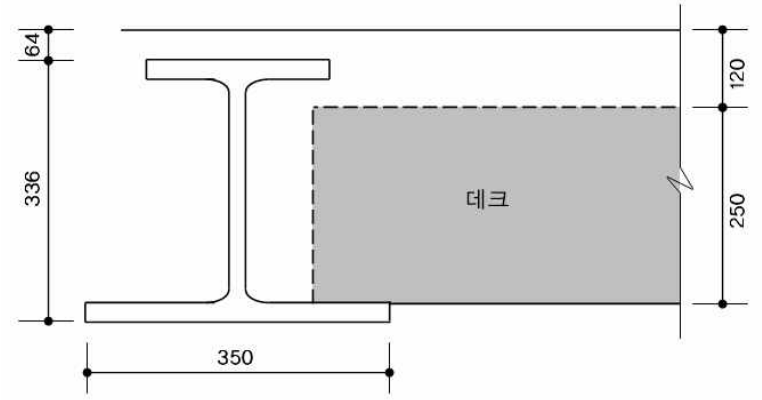
여기서, δ_f : 지속하중에 의한 처짐 (지속하중 = DL + 0.1 × LL)

[해설]
슬림플로어의 바닥진동은 비대칭 H형강 및 데크 플레이트에 대해 각각 산정하며 산정식은 동일하다. 이 때 기준이 되는 지속하중에 의한 처짐은 합성 단면에 대해 산정한다.

1.7 슬림플로어 부재 설계 예제

1.7.1 설계 조건





<그림 1.32> 구조설계 예제 단면 형상

(1) 재료 성능

1) 강재보

① 재질 : SM490 ($F_y = 325$ MPa)

② 단면 : AH-336X240/350X18X30

③ 중량 : $w_s = 1.81$ kN/m

2) 콘크리트

① 설계강도 : $f_{ck} = 24$ MPa

② 슬래브 두께 : $D_s = 120$ mm

③ 중량 : $w_{cc} = 24$ kN/m^3

3) 데크플레이트

① 단면 : 250X600X100X190 (1.2t)

② 중량 : $w_d = 0.1995$ kN/m^2

(2) 설계하중

1) 시공하중 : $w_c = 1.5$ kN/m^2

2) 마감하중 : $w_f = 3.6$ kN/m^2

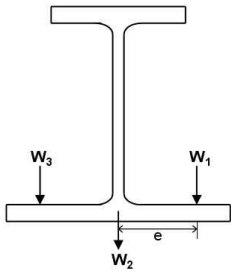
3) 적재하중 : $w_l = 2.0$ kN/m^2

1.7.2 부재설계

(1) 설계하중

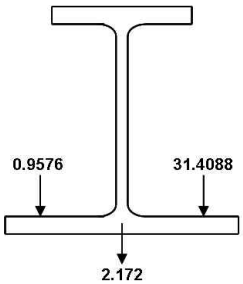
1) 시공단계

$$w_1 = \left[1.2\left(w_d + w_{cc}\right) + 1.6w_c\right] \bullet (L/2)$$
$$w_2 = 1.2w_s$$
$$w_3 = \left(1.2w_d\right) \bullet (L/2)$$



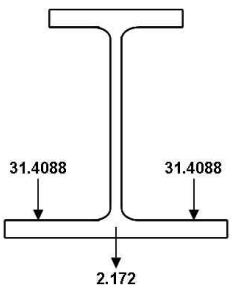
① case 1a : 불균등하중에 의한 보의 휨 검토

데크플레이트	0.1995 × (8/2)	= 0.798
콘크리트	(0.12+0.061)×24×(8/2)	= 17.376
시공하중	1.5 × (8/2)	= 6
강재보		= 1.81
ω_1	1.2×(0.798+17.376)+1.6×6	= 31.4088 kN/m
ω_2	1.2×1.81	= 2.172 kN/m
ω_3	1.2×0.798	= 0.9576 kN/m



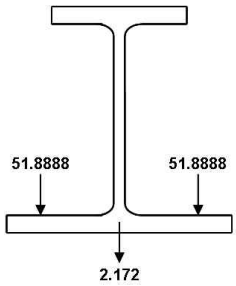
② case 2b : 균등하중에 의한 보의 휨 검토

데크플레이트	0.1995 × (8/2)	= 0.798
콘크리트	(0.12+0.061)×24×(8/2)	= 17.376
시공하중	1.5 × (8/2)	= 6
강재보		= 1.81
ω_1	1.2×(0.798+17.376)+1.6×6	= 31.4088 kN/m
ω_2	1.2×1.81	= 2.172 kN/m
ω_3	1.2×(0.798+17.376)+1.6×6	= 31.4088 kN/m



2) 사용단계 (case 2 : Dead + Live load)

데크플레이트	0.1995 × (8/2)	= 0.798
콘크리트	(0.12+0.061)×24×(8/2)	= 17.376
마감하중	3.6 × (8/2)	= 14.4
적재하중	2.0 × (8/2)	= 8
강재보		= 1.81
ω_1	1.2×(0.798+17.376+14.4) +1.6×8	= 51.8888 kN/m
ω_2	1.2×1.81	= 2.172 kN/m
ω_3	1.2×(0.798+17.32+14.4) +1.6×8	= 51.8888 kN/m



(2) 휨 검토 - 시공단계

1) 하부 플랜지의 2축 휨에 의한 강도저감 여부 체크

작용모멘트 $M_t = P \times e = 31.4088 \times 8 \times 0.1375 = 34.55 \text{ kN} \cdot \text{m}$

소성저항모멘트 $M_{pb} = L \times t_b^2 \times F_y / 4 = 8000 \times (30)^2 \times 325 / 4 = 585 \text{ kN} \cdot \text{m}$

여기서, $e = B_b/2 - 75/2 = 350/2 - 75/2 = 137.5 \text{ mm}$

$M_t / M_{pb} = 0.059$

$$\sigma_1 / F_{yp} \approx \sqrt{1 - 0.52\left(\frac{M_t}{M_{pb}}\right) - 0.48\left(\frac{M_t}{M_{pb}}\right)^2} \approx 1.0$$

따라서 시공단계에서 하부플랜지 2축 휨에 의한 F_{yp}의 저감은 고려되지 않는다.

2) 비대칭 H형강의 단면성능

단면적 A (cm^2)	단위무게 W (kg/m)	단면2차모멘트 I (cm^4)		단면2차반경 r (cm)		탄성중립축 y (cm)
230.8	181	I_x	44,354	r_x	13.9	14.6
		I_y	14,197	r_y	7.8	

탄성단면계수 S (cm^3)		소성중립축 y (cm)	소성단면계수 Z (cm^3)		뒤틀림상수 Cw (cm^6)	비틀림상수 J (cm^4)
S_x	2,336	7.6	Z_x	2,955	2,447,064	636
S_y	3,035		Z_y	1,379		

3) 공칭 휨강도 M_n

① 세장비 판별

$$\Lambda_b = L_b / r_y = 8000/78 = 102.56$$

$$\Lambda_p = 1.76\sqrt{\frac{E_s}{F_y}} = 1.76\sqrt{\frac{200000}{325}} = 43.66$$

Λ_r : $M_{cr} = M_r$이 되는 Λ_r값

$$M_{cr} = \frac{2EC_b}{L_b}\sqrt{I_y J}\left[B_1 + \sqrt{\left(1 + B_2 + B_1^2\right)}\right]$$

$$B_1 = 2.25\left[2\left(I_{yc}/I_y\right) - 1\right]\left(d/L_b\right)\sqrt{I_y/J}$$

$$= (2.25)\left[2\left(\frac{34560000}{141970000}\right) - 1\right]\left(\frac{276}{8000}\right)\sqrt{\frac{141970000}{6360000}}$$

$$= -0.19$$

$$I_{yc} = \frac{t_t (B_t)^3}{12} = \frac{30 \cdot (240)^3}{12} = 34560000 \ \text{mm}^4$$

$$d = 336 - 30 \times 2 = 276 \ \text{mm}$$

$$B_2 = 25\left(1-\frac{I_{yc}}{I_y}\right)\left(\frac{I_{yc}}{J}\right)\left(\frac{d}{L_b}\right)^2$$

$$= 25\left(1-\frac{34560000}{141970000}\right)\left(\frac{34560000}{6360000}\right)\left(\frac{276}{8000}\right)^2$$

$$= 0.12$$

$$M_{cr} = \frac{2EC_b}{L_b}\sqrt{I_y J}\left[B_1+\sqrt{\left(1+B_2+B_1^2\right)}\right]$$

$$= \frac{2(200000)(1.0)}{8000}\sqrt{(141970000)(6360000)}\left[(-0.19)+\sqrt{(1+0.12+(-0.19)^2)}\right]$$

$$= 4205.8 \ \text{kN m}$$

$$\Lambda_r = 4205.8$$

$$=> \ \Lambda_p < \Lambda_b < \Lambda_r$$

$$M_n = C_b\left[M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{\Lambda_b-\Lambda_p}{\Lambda_r-\Lambda_p}\right)\right] \le M_p$$

$$M_p = F_y Z = 325\times 2955000 = 960.375 \ \text{kN} \cdot \text{m}$$

$M_r = F_L S_{xc}$, $F_{yf} S_{xt}$ 중 작은 값

$$F_L S_{xc} = (F_y - F_r) S_{xc} = (325-70)(2336000) = 595.68 \ \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$F_{yf} S_{xt} = (325) \cdot (3035000) = 986.375 \ \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$M_r = 595.68 \ \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$=> \ M_n = C_b\left[M_p-(M_p-M_r)\left(\frac{\Lambda_b-\Lambda_p}{\Lambda_r-\Lambda_p}\right)\right] \le M_p$$

$$= (1.0)\left[960.375-(960.375-595.68)\left(\frac{102.56-43.66}{4205.8-43.66}\right)\right]$$

$$= 955.21 \ \text{kN m}$$

4) 불균등하중에 의한 보의 휨성능 검토

$$\frac{M_{ux}}{\phi M_n} + \frac{M_{fh}}{\phi M_{ny}} \le 1.0$$

① $M_{ux} = (w_1 + w_2 + w_3)\frac{L^2}{8} = (31.4088 + 2.172 + 0.9576)\frac{8^2}{8} = 276.31 \ \text{kN} \cdot \text{m}$

② $\phi M_n = 0.9 \times (955.21) = 859.69 \ \text{kN} \cdot \text{m}$

③ $M_{fh} = \beta\left(\frac{m}{2} ab L^2\right)$

$m = (w_1 - w_3)\frac{e}{h_s} = (31.4088 - 0.9576)\frac{137.5}{306} = 13.68 \ \text{kN/m}$

$h_s = D - \frac{t_t}{2} - \frac{t_b}{2} = 306$

a = b = 0.5

$\lambda = \sqrt{\frac{GJ}{EC_w}} = \sqrt{\frac{(81000) \cdot (6360000)}{(200000) \cdot (2447064000000)}} = 0.00103$

$\lambda L = (0.00103) \cdot (8000) = 8.24$

$\beta = 0.1152$ (by Table 4.1)

$M_{fh} = \beta\left(\frac{m}{2} ab L^2\right) = (0.1152)\left(\frac{13.68}{2}\right)(0.5)(0.5)(8)^2 = 12.61 \ \text{kN} \cdot \text{m}$

④ $\phi M_{ny} = \phi\frac{S_y F_y}{2} = (0.9)\frac{(811000)(325)}{2} = 118.61 \ \text{kN} \cdot \text{m}$

$=> \ \frac{M_{ux}}{\phi M_n} + \frac{M_{fh}}{\phi M_{ny}} = \frac{276.31}{859.69} + \frac{12.61}{118.61} = 0.43 \le 1.0$ O.K.

5) 균등하중에 의한 보의 휨성능 검토

$M_u = (w_1 + w_2 + w_3)\frac{L^2}{8} = (31.4088 + 2.172 + 31.4088)\frac{8^2}{8} = 519.917 \ \text{kN} \cdot \text{m}$

$\frac{M_u}{\phi M_n} = \frac{519.917}{855.69} = 0.61 \le 1.0$ O.K.

(3) 휨 검토 - 사용단계(합성이후)

1) 하부 플랜지의 2축 휨에 의한 강도저감 여부 체크

작용모멘트 $M_t = P \times e = 51.8888 \times 8 \times 0.1375 = 57.08$ kN • m

소성저항모멘트 M_{pb}

$= L \times t_b^2 \times F_y / 4 = 8000 \times (30)^2 \times 325 / 4 = 585.0$ kN • m

여기서, $e = B_b/2 - 75/2 = 350/2 - 75/2 = 137.5$ mm

$M_t / M_{pb} = 0.098$

$$\sigma_1 / F_{yp} \approx \sqrt{1 - 0.52\left(\frac{M_t}{M_{pb}}\right) - 0.48\left(\frac{M_t}{M_{pb}}\right)^2} \approx 1.0$$

따라서 사용단계에서 하부플랜지 2축 휨에 의한 F_{yp}의 저감은 고려되지 않는다.

2) 휨성능 검토

① 합성율 체크

- $M_u = (w_1 + w_2 + w_3)\frac{L^2}{8} = (51.8888 + 2.172 + 51.8888)\frac{8^2}{8} = 847.597$ kN m
- 콘크리트 유효폭 $B_e = 1000$ mm
- 강재보 상부 슬래브 두께 $D_c = 64$ mm
- 슬래브 두께 $D_s = 120$ mm
- 합성율 check

  $R_q = F_{sb} + R_{sc} \geq R_c$: 완전합성

  $R_q = F_{sb} + R_{sc} < R_c$: 부분합성

$$F_{sb} = f_{sb} \bullet \frac{L}{2}(B_t + t_t + d - 0.5t_w)$$

$$= (0.6)\left(\frac{8000}{2}\right)(240 + 30 + 276 - 0.5(18)) = 1288.8 \text{ kN}$$

$$R_c = 0.85 f_{ck} B_e D_s$$

$$= (0.85)(24)(1000)(120) = 2448.0 \ \text{kN}$$

$$=> \ R_q = F_{sb} + R_{sc} = 1288.8 < R_c = 2448 \qquad \therefore \ \text{불완전합성}$$

$$F_{sb} / R_c = 0.53 \quad => \ D_{ca} = 63.6 \ mm$$

$$R_{ca} = 0.85 f_{ck} B_e D_{ca}$$

$$= (0.85)(24)(1000)(63.6) = 1297.4 \ \text{kN}$$

② 휨성능 검토

하부플랜지 $R_b = A_b F_y = (350)(30)(325) = 3412.5$ kN

웨브 $R_w = A_w F_y = (18)(276)(325) = 1614.6$ kN

상부 플랜지 $R_t = A_t F_y = (240)(30)(325) = 2340.0$ kN

강재보 $R_s = A_s F_y = (23080)(325) = 7501.0$ kN

$$=> \ R_b < R_{ca} + R_t < R_b + R_w$$

$$y_c = \frac{R_b + R_w - R_t - R_{ca}}{2 R_w / d} + D_c + t_t = 212.78 \ \text{mm}$$

$$\phi M_n = \phi \left[\begin{array}{l} R_b \left(D + D_c - y_c - \dfrac{t_b}{2} \right) \\ + R_w \dfrac{(d + D_c + t_t - y_c)^2}{2d} + R_w \dfrac{(y_c - D_c - t_t)^2}{2d} \\ + R_t \left(y_c - D_c - \dfrac{t_t}{2} \right) + R_{ca} \left(y_c - \dfrac{D_{ca}}{2} \right) \end{array} \right]$$

$$= 1061.75 \ \text{kN} \cdot \text{m}$$

$$\phi M_n > M_u \qquad \text{O.K.}$$

(4) 전단검토

1) 시공단계 (합성전)

$d/t_w \le 2.45\sqrt{E/F_{yw}}$ 인 경우

$$V_n = 0.6F_{yw}A_w = 0.6(325)(18)(276)$$
$$= 968.76 \text{ kN}$$

$$V_u = \frac{\omega L}{2} = \frac{(31.4088+2.172+31.4088)(8)}{2}$$
$$= 259.96 \text{ kN}$$

$V_u = 259.96 < \phi V_n = 871.88$ O.K.

2) 사용단계 (합성후)

$d/t_w \le 2.45\sqrt{E/F_{yw}}$ 인 경우

$$V_n = 0.6F_{yw}A_w = 0.6(325)(18)(276)$$
$$= 968.76 \text{ kN}$$

$$V_u = \frac{\omega L}{2} = \frac{(51.8888+2.172+51.8888)(8)}{2}$$
$$= 423.798 \text{ kN}$$

$V_u = 423.798 < \phi V_n = 871.88$ O.K.

(5) 처짐검토

1) 시공단계 (합성전)

$$\frac{5}{384} \cdot \frac{\omega L^4}{E_s I_s} = \frac{5}{384} \cdot \frac{(64.9896)(8000)^4}{(200000)(443540000)} = 39.07 < 40 \text{ mm}$$ O.K.

2) 사용단계 (합성후)

$$\frac{5}{384} \cdot \frac{\omega L^4}{E_s I_{se}} = \frac{5}{384} \cdot \frac{(12.8)(8000)^4}{(200000)(1184196180)} = 2.88 < 22.22(L/360) \text{ mm} \quad \text{O.K.}$$

(6) 진동검토

$$\omega_f = DL + 0.1LL$$

$$= (0.798 + 17.376 + 2.172 + 14.4) + (0.1 \times 8)$$

$$= 35.55 \text{ kN/m}$$

$$\delta_f = \frac{5}{384} \cdot \frac{(35.55)(8000)^4}{(200000)(1184196180)} = 8.01 \text{ mm}$$

$$f = \frac{18}{\sqrt{\delta_f}} = 6.36 \text{ Hz} > 4 \text{ Hz} \quad \text{O.K.}$$

2. 시공 지침

2.1 일반사항

2.1.1 적용범위

본 제작 및 시공지침(이하 “지침”이라 한다)은 비대칭 H형강과 춤이 깊은 데크 플레이트를 사용한 슬림플로어 공법 적용시 시공에 필요한 사항을 규정한 것이다. 여기서 비대칭 H형강을 이용한 슬림플로어 공법이란 춤이 깊은 데크 플레이트를 비대칭 H형강의 하부플랜지의 상부에 얹어서 시공하는 합성보 공법을 말하며, 비대칭 H형강을 사용한 합성보 공법의 시공지침을 바탕으로 현장 시공에 대하여 적용한다.

비대칭 H형강을 사용한 합성보 공법의 현장적용시 본 지침서에 명기되지 않은 사항은 관련법규 및 이에 근거한 규준, 건축공사 표준시방서 및 콘크리트 표준시방서를 기준으로 한다.

2.2 시공계획 및 관리

2.2.1 일반사항

시공자는 공사 착수 전에 시공계획서를 작성하고 비대칭 H형강을 사용한 합성보 공법은 비대칭 강재보와 춤이 깊은 데크 플레이트로 구성되는 공법이기 때문에 사전에 강재보 및 데크설치시 시공순서 및 시공방법 등에 대한 세밀한 시공계획을 세워서 시공중에 예상되는 문제점을 검토하고, 대책을 수립하여 시공해야 한다.

시공계획서에 포함되어야 할 내용은 다음과 같다.

① 공사개요
② 자재운반 및 배치계획
③ 비대칭 H형강 및 춤이 깊은 데크 플레이트의 반입계획
④ 시공관리계획 및 품질검사
⑤ 공정계획
⑥ 양중계획 등

전체 공사계획은 아래와 같은 공정들의 관련성을 충분히 검토하고, 공정의 지연 및 안전사고를 사전에 예방하도록 공사계획을 수립한다.

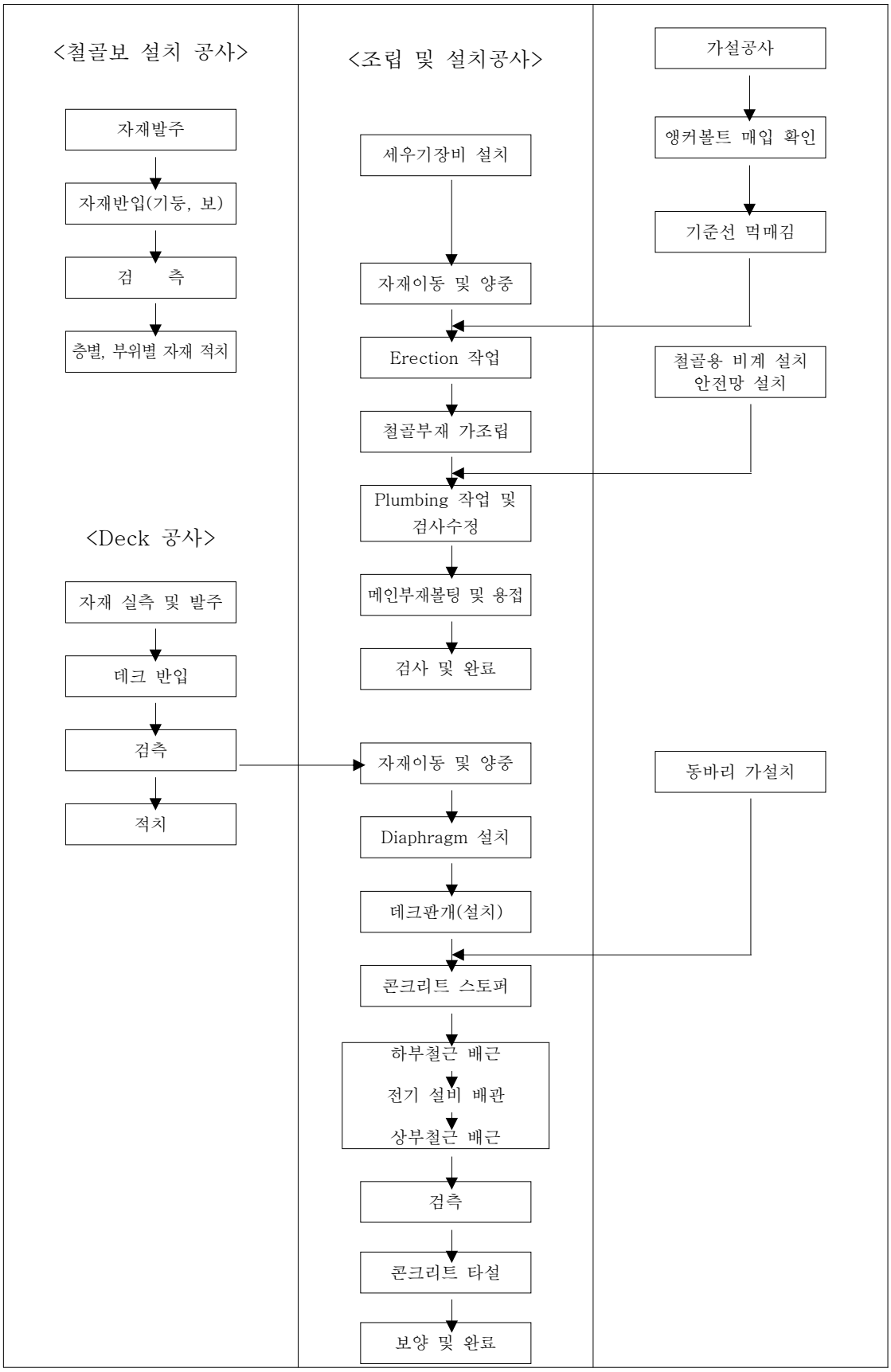
① 비대칭 H형강 제작 및 현장반입 공정
② 춤이 깊은 데크 플레이트의 제작 및 현장반입 공정
③ 비대칭 H형강 설치 및 춤이 깊은 데크 플레이트의 설치공정

④ 철근배근 및 콘크리트 타설공정
⑤ 내화피복작업
⑥ 기타마감공정

2.2.2 공정계획

공사 일정을 효율적으로 관리하기 위하여 공정표를 작성하여야 한다.

기준층에 대한 1개층 싸이클 공정표를 작성하여, 전체 공정에 차질이 발생하지 않도록 한다. 비대칭H형강을 이용한 합성보 시공 프로세스는 그림 2.2.3과 같다.



<그림 2.2.3> 슬림플로어 공법 시공 순서

2.3 시공

2.3.1 철골 세우기 (Steelwork erection)

① 일반사항

비대칭 H형강를 사용한 철골설치 작업은 기존의 철골보 공법과 유사하며 사전에 충분한 준비를 해야 한다. 특히, 설계자와 시공자간의 정확한 의사소통과 책임할당을 분명히 하는 것은 철골세우기 작업의 시공속도와 안전에 가장 중요한 요소이다.

설계자는 작용하는 설계하중 및 시공하중을 포함하는 설계의 모든 하중조건에 대해서 명확하게 파악해야 하고 시공시의 전체 골조의 안정성 확보방안에 대한 사항을 명기해야 한다. 철골세우기 시공자는 철골 세우기 절차 및 시공 전체 기간에 걸친 안전성 유지방법 등을 포함하는 상세한 시공 절차서를 작성해야 한다. 특히, 세우기 순서에 있어 상호 협의 후 비대칭 H형강은 오직 한 방향으로 시공되며, 연결보는 스팬의 직각방향으로 시공함을 인지해야 한다. 또한 연결보 위의 접근에 관한 일부 제한사항이 있으므로, 이것은 세우기 방법에 신중을 기하여야 할 것이다.

비대칭H형강을 포함한 철골보는 Beam sling을 이용하여 시공위치에 양중되는 것이 바람직하다. 이러한 양중장비는 슬링 갈고리가 원거리 작동에 의해서 제거될 때 세우기 후에 슬링에 접근할 필요성이 없다. 접근 방법의 일반적인 범위는 볼트로 조여진 끝 연결부에 이용가능하다.

비대칭H형강과 철골기둥의 접합에서 웨브는 고장력볼트 접합으로, 상하 플랜지는 현장 맞댄용접 접합을 병행하며, 이 때 웨브접합은 시공용 볼트만을 사용하여 설치 후 맞댄용접에 의한 접합을 적용할 수 있다.

2.3.2 데크플레이트 양중과 고정(Floor deck erection and fixing)

철골 세우기에서처럼 분명한 의사소통과 책임의 분담이 안전한 설치와 그 후의 춤이 깊은 데크 플레이트의 사용에 중요한 요소이다.

설계자는 스팬과 스팬의 방향, 전반적인 슬래브의 두께, 설계 하중, 요구되는 내화등급, 그리고 주의해야 할 데크조립 시의 제약사항들을 포함하는 모든 적절한 설계 조건을 분명하게 언급해야 한다.

춤이 깊은 데크 플레이트 설치자는 보통 세부적인 데크조립 샵도면과 조립방법의 시공계획서를 준비해야하고, 관련되는 작업의 제약과 방법을 확인해야한다. 이러한 것들은 원 도급업자와 상의해서 동의를 구해야한다. 구조 기술자들은 또한 임시가설재의 위치와 형태를 춤이 깊은 데크 플레이트 조립 샵도면에 표기하여 어떤 일시적인 가설지주의 요구조건이라도 확인해야한다.

2.3.3 춤이 깊은 데크 플레이트의 운반, 저장, 취급

① 운반

ㄱ) 시공자가 전반적인 운반계획을 작성하여 부재의 공급에 차질이 생기지 않도록 한다.

ㄴ) 공장에서의 부재 적재와 운반에 대한 세부사항, 운반 차량의 형태, 현장에서의 부재 취급과 조립, 현장 적치 등을 고려하여 시행한다.

ㄷ) 적치는 수평으로 한다.

ㄹ) 데크는 공사에 맞게 규격화되어 다발로 운반되고 데크 배치도에 따라서 정해진 위치에 크레인으로 놓여진다. 각 다발은 보통 바닥의 한 베이를 설치할 수 있는 양으로 한다. 각 묶음의 바닥층은 보의 상부 플랜지 위에 걸칠 수 있도록 일반 데크보다 200mm 이상 긴 부재를 사용해야 한다.

② 현장반입

ㄱ) 현장반입은 사용될 장비, 반입로, 자재 검수방법 및 적치, 설치순서 등에 대한 계획을 사전에 수립하여야 한다.

ㄴ) 반입

- 춤이 깊은 데크 플레이트는 운반 전에 결정된 현장 시공계획 및 공정표에 따라 반입 한다.
- 춤이 깊은 데크 플레이트의 운반차량이 현장내에 진입하면 시공자는 감독원 입회하에 운송자재의 내용이 기록된 명세서를 받고, 검수작업을 하여야 한다.
- 춤이 깊은 데크 플레이트는 10장 정도를 1포장으로 한다. (스팬에 따라 다소 차이가 있다.)
- 검수가 끝난 자재는 반입로를 따라 적치장소로 이동하여 현장내의 타워크레인 또는 지게차를 이용하여 하차한다. (이동 및 하차 시에 데크 하부의 변형에 주의한다.)
- 각 사용위치에 적치할 시에는 춤이 깊은 데크 플레이트의 분할도와 포장도에 따라 정확한 위치와 겹침부 방향에 주의하여 반입과 양중이 함께 이루어지도록 한다.

ㄷ) 저장

- 현장반입 및 검수를 통하여 합격된 제품은 지브크레인, 타워크레인 또는 지게차 등으로 현장 철골 위 또는 저장 장소에 적치한다.
- 적치장소는 충분히 확보하여야 하며, 가능한 타워크레인의 작업범위 이내에 적치한다.

- 적치시 춤이 깊은 데크 플레이트의 변형 및 안전에 유의하여야 한다.
- 과적으로 인한 변형, 손상 등 구조적, 시공적으로 부적합하다고 판단될 시에는 즉시 현장외로 반출하여야 한다.

2.3.4 데크의 절단 가공 (Deck cut-outs)

현장에 운반된 데크 플레이트는 상부 플랜지면의 끝단을 콘크리트 작업을 용이하게 하기 위해 약 50mm x 240mm 폭으로 절단한다. 만약 강판(sheet)의 길이 방향으로 절단할 경우 이러한 절단은 현장에서 이루어져야 한다.

2.3.5 데크설치 (Installation)

춤이 깊은 데크 플레이트의 시공방법은 다음과 같다.

① 일반사항

ㄱ) 춤이 깊은 데크 플레이트의 포장용 밴드는 비산의 위험, 변형의 방지를 위하여 설치 직전에 절단하여 사용한다.

ㄴ) 춤이 깊은 데크 플레이트 상호간의 접합부위는 약간의 유동성이 있으므로 접합부위를 완전히 체결하여 확실하게 고정하여야 한다. 피스의 고정 간격 @600mm간격이 현장시공결과로 적정하며 더 이상 간격이 넓어질 경우 데크 플레이트와 데크 플레이트 사이에 틈새가 발생할 우려가 있으며 이 틈새로 시멘트 페이스트가 흘러내릴 수 있다.

② 설치

ㄱ) 춤이 깊은 데크 플레이트 및 부자재의 설치는 승인된 도면에 의한다.

ㄴ) 승인된 춤이 깊은 데크 플레이트의 배치도에 맞추어 정위치에 배치하고, 춤이 깊은 데크 플레이트와 철골부위 접합은 적어도 600mm 이내의 간격으로 점용접(Tack Welding)하고, 골부위와 철골과의 접합은 최소한 2개 부위에 걸쳐 점용접(Tack Welding) 또는 연속용접을 하여 상호 접합시킨다.

ㄷ) 춤이 깊은 데크 플레이트의 길이방향 및 벽, 개구부 주위와 슬래브 단부에서는 공장에서 가공 제작된 부속품을 설치하여 콘크리트가 새어 나가지 않도록 조치하여야 한다.

ㄹ) 춤이 깊은 데크 플레이트의 각종 샤프트 및 기타 필요한 개구부에는 승인된 세부 시공 상세도에 의하여 구조적으로 안전하게 보강조치를 해야 한다.

ㅁ) 작은 구멍은 현장에서 처리하되 콘크리트 제거를 위해 테두리를 설치해두고 주위 콘크리트 양생후 철판을 절단해야 한다. (백업재 유용)

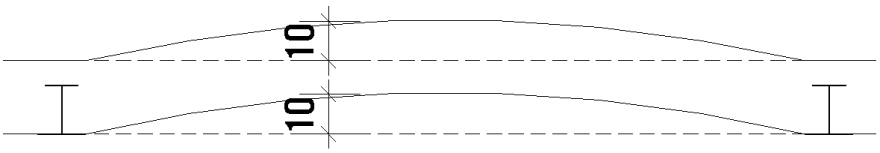
ㅂ) 춤이 깊은 데크 플레이트의 주변이 보에 걸쳐지는 경우 최소한 폭방향 20 mm이상, 맞이음을 원칙으로 하되 부득이한 경우 길이 방향 50mm 이상 걸

쳐지도록 한다.

ㅅ) 상부근의 겹침은 구조검토에 따라 시공한다.

ㅇ) 데크와 철골 하부 플랜지간의 용접은 콘크리트 타설하중에 의한 밀림 등을 방지하기 위하여 최소한 600mm 이내의 간격으로 이루어져야 한다.

ㅈ) 스팬 6m 이상의 춤이 깊은 데크 플레이트는 중앙부에 10mm의 캠버를 둔다. 단, 콘크리트 두께는 설계두께와 동일하게 하고, 전 스팬에 걸쳐 일정해야 한다.



<그림 2.2.4> 춤이 깊은 데크 플레이트의 캠버 형상

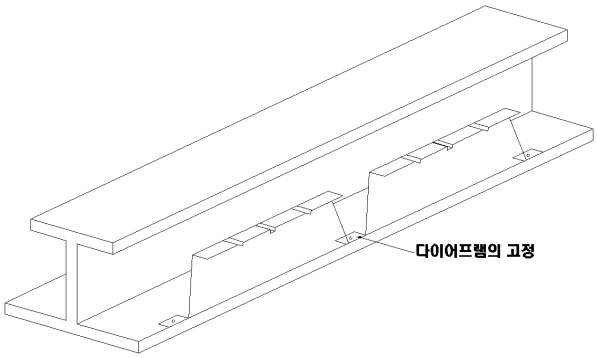
2.3.6 엔드 클로저 설치

엔드 클로저는 그림 2.2.5와 같이 고정되며, 아연도금강판으로 제조하되 그 규격은 다음과 같다.

<표 2.2.2> 다이아프램 제조 size

구 분	제조 규격
개구부 없는 것	두께 1.6mm x 길이 1800 mm
개구부 있는 것	두께 2.0mm x 길이 1800 mm

엔드 클로저는 각각 길이를 사전에 표시된 위치에 두개의 고정재를 이용하여 보 양쪽 하부 플랜지의 끝에 고정된다. 길이는 1800mm로서 춤이 깊은 데크 플레이트의 세 개의 폭과 동일하다. 각 길이는 600mm 피치의 데크 플레이트 단면과 일치하게 배치도에 따라 설치하고 길이는 해당위치에 정확하게 일치하도록해야 한다.

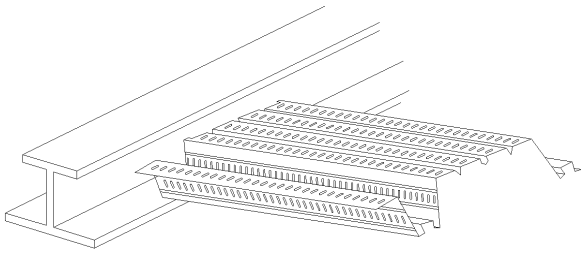
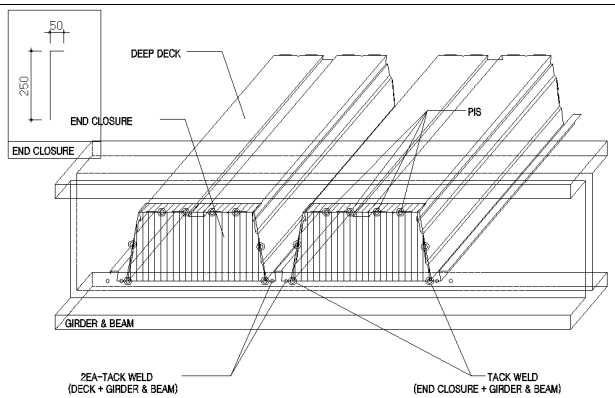
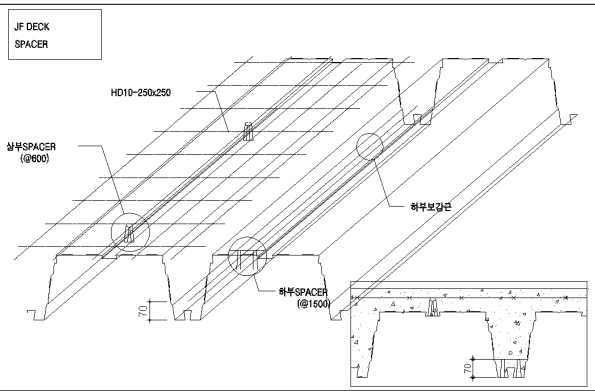
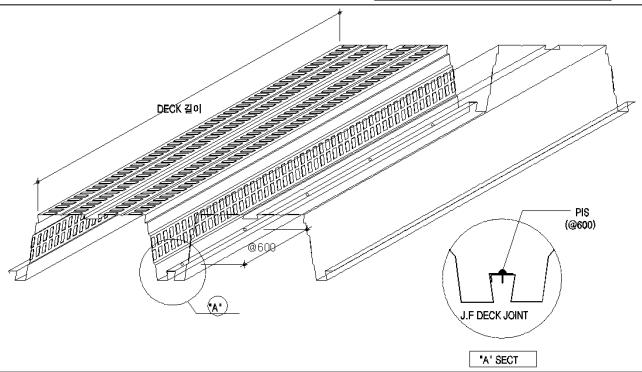


<그림 2.2.5> 엔드 클로저 형상

2.3.7 데크 고정(Decking to steelwork)

철골 구조물은 기둥(column)과 개구부 주변의 데크 플레이트의 지지를 위해 적절한 구속을 해야 한다. 개별의 데크 플레이트 강판은 수작업으로 앤드 다이아프램 상부 플랜지에 설치한다. 데크 플레이트의 걸침길이는 50mm이고, 현장설치 시 시공상의 오차를 허용하면 최소 35mm이상은 확보해야 된다. 강판 설치를 완료하면 강재보의 하부 플랜지와 데크 플레이트의 브부분을 고정한다.

고정재는 골당 두 개가 필요하다. 사이드 랩은 1대 간격으로 주먹장(dovetail)의 상부의 플랫을 통하여 600mm간격으로 자동드릴링 고정재를 사용하여 고정 한다. 마감없이 노출 시에는 Sus Piece를 사용하면 녹물방지를 예방할 수 있다.

구 분	Detail
사시도	
End Closure	
Spacer Detail	
Deep Deck Plate-End Detail	

<그림 2.2.6> 다이아프램 상세도

① 주철근 배근

골속에 설치되는 주철근은 데크 플레이트의 밑면에서 스페이셔를 사용하여 위로 70mm 위치에 놓여져야 하며, 위치는 구조설계에서 데크 플레이트의 휨 응력 산정의 기준이 되므로 반드시 지켜져야 한다.

② 캠버 (CAMBER,치올림)

콘크리트 타설 중의 Ponding Effect에 의한 하중 증가 방지 및 콘크리트 타설 후의 슬래브의 평활도를 유지하기 위해 데크 플레이트에는 중앙에 적절한 캠버를 두어야 한다. 캠버 량은 스팬에 따라 구조설계자의 확인 후 결정한다.

2.3.8 테두리와 내부의 콘크리트 스토퍼(Edge and inside trim)

가장자리 테두리보 스토퍼는 젖은 콘크리트의 측면 형상을 유지(retention)및 보의 수직 테두리보를 형성하기 위해 사용된다. 테두리보 스토퍼는 보 또는 데크 바닥의 휨(deflection)을 고려하여 정확한 레벨로 설치되어야 한다.

내부적으로 단위 폭 600mm 데크 플레이트가 수평지지대와 정렬되지 않고 길이 방향으로 절단하고, 데크 플레이트의 측면에 Z형 스토퍼를 사용한다.

일반적으로 테두리와 스토퍼는 길이 3m로 두께 1.6mm 아연도 강판을 사용하며 500mm 간격으로 중앙에 있는 데크 플레이트 또는 지지 보에 고정되어야 한다. 각 유형의 고정 위치는 배치도상(layout drawing)에 나타내야 한다.

춤이 깊은 데크 플레이트의 가장자리 스토퍼를 지지하는 스트랩은 50mm x 1.25mm 두께의 아연도 강판으로 제조된다.

2.3.9 실링조인트(Sealing joints)

보통 데크 플레이트 설치시 상당히 정확하게 시공되어야 하고, 데크 플레이트와 마감재 사이의 조인트는 반드시 밀실하게 채워져야 하고 그라우트 손실 방지를 위해서는 실링을 필요로 하지 않는다.

작은 틈에 콘크리트의 하중이 적용되는 때는 밀봉하고 실링하는 경향이 있다. 더 큰 틈이 생기거나 그라우트 손실이 시각적인 이유로 제거되야 하는 상황에서는 폼 실란트가 사용될 수 있다. 보강을 고정하기보다 먼저 공정을 수행하기가 더 수월하다.

2.3.10 작업대(working platform)

고정된 데크 플레이트는 데크의 고정작업자들과 다음 업무를 위한 안전하고 위

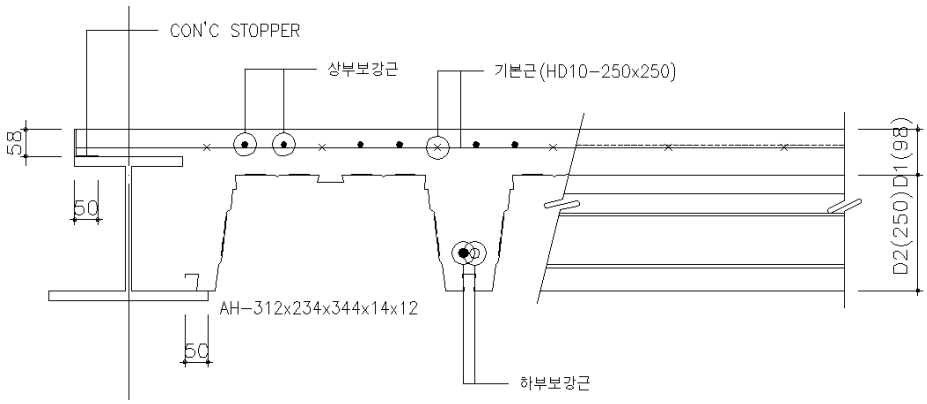
험이 없는 작업대이다. 데크 플레이트는 사람들이 왕래하는 것과 바닥위에 운반된 작은 도구들이 주는 하중을 지탱할 수 있다. 큰 장비, 철강재, 메쉬 등은 철골 프레임에 직접 지지되어야한다.

주 도급업자는 보강재(reinforcement)를 고정시켜서 바닥슬래브를 완성하고 일시적인 지지를 제공하여 마지막으로 콘크리트를 타설한다.

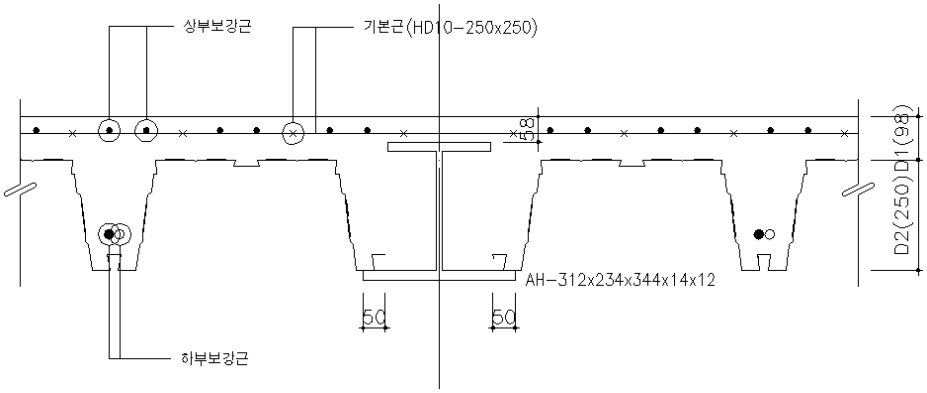
2.3.11 철근 및 와이어메쉬 (reinforcement)

데크 플레이트는 슬래브 보강의 일부를 형성하고 나머지는 슬래브의 상부 근처에 설치된 와이어 메쉬와 각 리브에 설치되어 있는 보강철근과 함께 슬래브 철근 보강의 일부 역할을 담당한다. 데크 플레이트 설계 시 철근보강이 필요할 경우 보강근의 크기는 10mm에서 25mm 사이의 직경을 사용하여 설치위치는 성형판 하부 플랜지 중심에서 상향으로 70mm인 곳에 설치한다, 춤이 깊은 데크 플레이트 상부에는 표준 와이어 메쉬를 사용할 수 있다, 와이어 메쉬 상부 피복은 최소 15mm 이고 최대 45mm 이내로 설치해야 하며 겹침이음 길이는 300mm이다, 또한, 균열제어 및 다른 목적을 위해 지지대나 가장자리 보 가까이 있는 추가적인 와이어 메쉬나 보강철근이 필요할 수도 있다.

상부의 와이어 메쉬는 내구성 고려를 위해 필요한 최소한의 피복(cover)이 요구되며, 와이어 메쉬가 겹치는 곳에는 지지대 간격을 조밀하게 설치해야 한다.



<그림 2.2.11> 데크 플레이트 보강재 상세 1



<그림 2.2.12> 데크 플레이트 보강재 상세 2

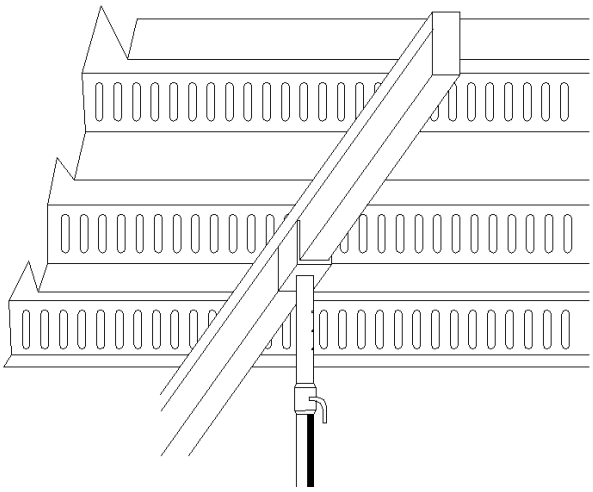
2.3.12 시공시 데크의 지지(Propping of slabs)

구조 기술자에 의해 가설 지지대가 명시된 곳의 시공시 다음과 같은 사항을 주의해야 한다.

① 가설지주는 슬래브를 지지할 수 있는 충분한 강도를 지녀야 한다.
② 가설지주는 스팬의 중앙이나 1/3지점에 위치(특별히 지정한 경우는 제외)
③ 내력판은 최소 100mm 넓이가 되어야 한다.
④ 가설지주는 슬래브가 설계강도의 75%가 될 때까지 존치시켜야 한다. 시공단계에서 데크 플레이트의 휨 저항(bending resistance)의 성능한계를 초과하는 스팬에서는 데크 플레이트를 지지하는 것이 필요하다. (보통 6m의 빔과 빔의 중앙)
⑤ 가설지주의 위치 및 개소는 구조계산결과에 따라 시공한다.

스프레더(하중분산재)의 폭은 데크 플레이트의 국부적 변형을 피하기 위해 적어도 100mm이상이 되어야 한다. 스프레더는 각 리브의 지지와 동바리사이의 스팬을 위해 충분한 강성이 있어야 한다.

7.5m 미만의 스팬에 대해서는 가설지주는 데크가 설치하고난 후에 시공할 수 있고, 가설지주는 콘크리트 타설 전에 높이를 맞추어 고정하여야 한다. 7.5m 이상 스팬에 대해 가설지주는 데크 하중이 클 경우를 대비하여 미리 선시공하고, 횡으로 적절히 구속해야 한다. 가설 타워가 이용될 수도 있고 지지바닥은 집중하중의 적용에 대해서 반드시 확인되어야 한다.



<그림 2.2.13> 데크 플레이트의 가설지주 형상

시공하중이 적을 경우 가설지주는 콘크리트 강도와 설계강도의 75%(일반적으로 타설 후 14일)가 달성될 때 까지 제거되어서는 안된다. 큰 시공하중이 작용하는 경우, 슬래브 설계를 반드시 확인해야하며, 또한 균열제어가 필요한 경우 가설지주는 콘크리트 강도가 설계기준강도에 도달할 때까지 존치시켜야 한다.

2.3.13 부분적으로 충진된 타이빔의 지지(propping of partially encased ties)

데크 플레이트가 지지되지 않을 때는 보통 시공하중 외에 300mm 폭의 슬래브를 지탱하도록 고안되어져야 한다. 데크 플레이트의 절단으로 인하여 추가하중이 발생하는 경우, 설계자로부터 자문을 받거나 보 부재가 적절하게 지지되어야 한다.

2.3.14 보의 지지 (Propping of beams)

구조 설계자는 보의 가설지주 요구조건을 명시해야 한다. 가설지주가 명시될 경우 보를 떠받치기 위해 이용되는 가설지주는 데크 플레이트를 지지하기 위해 사용되는 가설지주보다 훨씬 더 튼튼해야 한다.

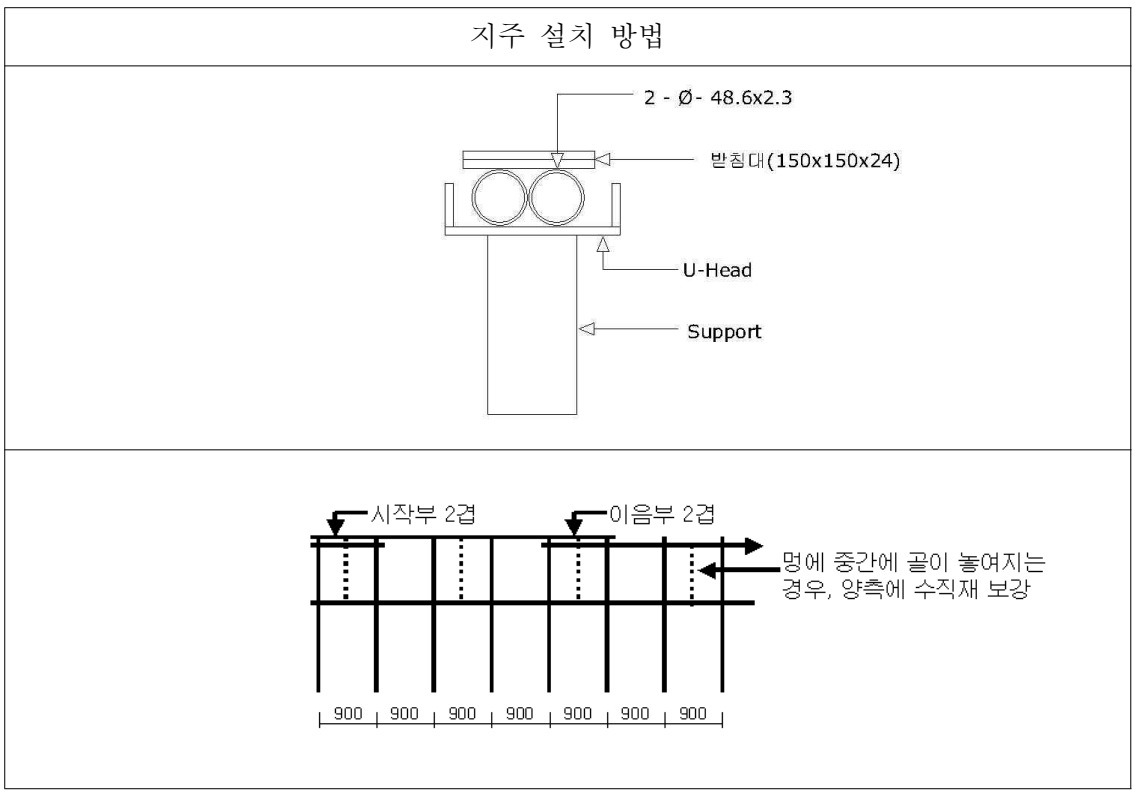
일반적으로 Tri-shore나 가새 가설 지주시스템이 요구되는데, 그 경우 내화성능은 10tf 이상의 하중 용량(load capacity)을 지녀야 한다. 이러한 지주는 보를 따라 최대 3m간격으로 설치되어야 한다. 이 경우에 지지보의 크리프에 의한 처짐 및 휨을 피하기 위해 지지된 보의 2개 층 아래까지 가설지주가 필요하다.

① 가설지주 시공방법

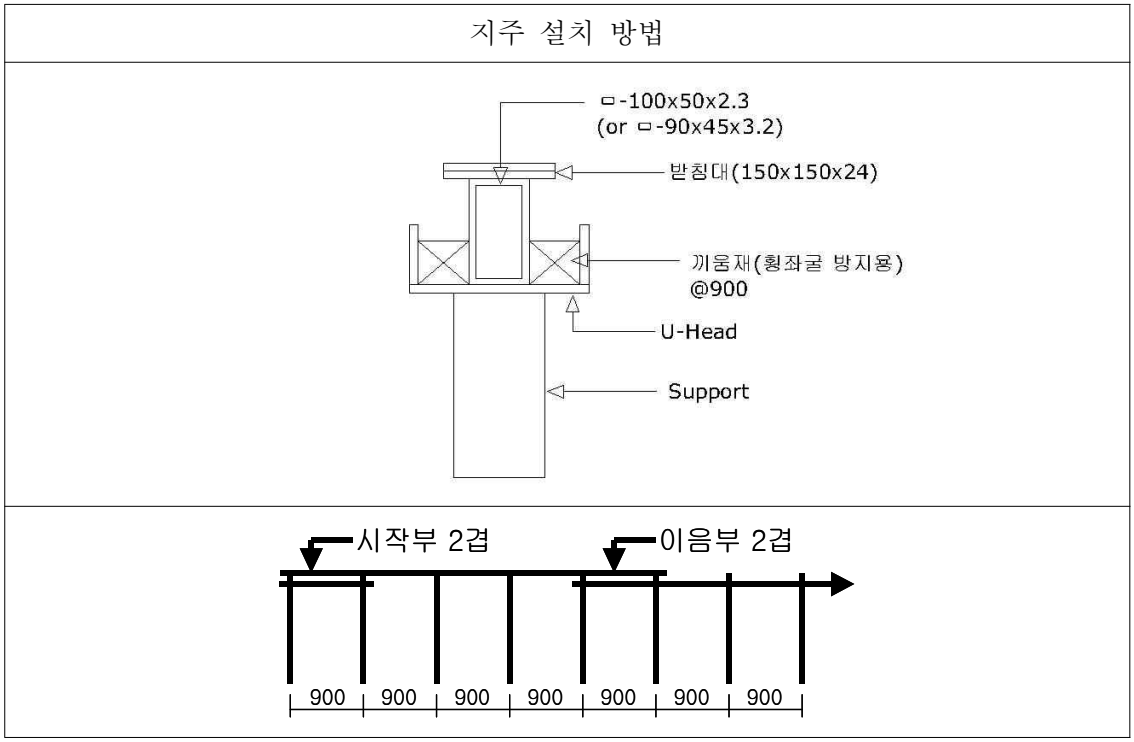
스팬 6m 이상의 춤이 깊은 데크 플레이트는 중앙부 하부에 지주를 반드시 설치

해야 한다. 지주는 시스템 동바리 또는 문형지주의 사용을 원칙으로 하며, 일반 동바리를 사용할 경우에는 시공 중의 콘크리트 및 데크 플레이트 자중, 시공하중, 충격하중, 층고 등을 고려하여 구조검토 후에 중앙부에 2열(약 900mm 거리)로 매 골마다(600mm 간격) 설치되어야 한다.

② 지주로서 시스템 동바리 또는 문형지주를 사용할 경우의 지주와 지주사이의 양방향 간격은 최대 900mm 이내로 해야 하며, 지주 상단의 멍에는 그림 2.2.14, 15와 같이 강관 또는 각형강관을 사용하여 강축 및 연속조건으로 설치되어야 하며, 단면크기는 현장의 지주 간격 등의 설치계획을 고려하여 반드시 구조검토에 의해 결정되어야 한다.



<그림 2.2.14> 강관을 이용한 멍에(지주간격 900mm의 예)



<그림 2.2.15> 각형강관을 이용한 멍에(지주간격 900mm의 예)

③ 스팬 5m 이상, 6m 미만의 춤이 깊은 데크 플레이트 중앙부는 1열로 골 하부마다 일반 동바리를 설치한다. 동바리 설치시 중앙부에 좌굴방지 조치를 해야 한다.

④ 멍에와 데크 플레이트의 맞댄면에는 그림 2.2.14, 15와 같이 최소 크기 150x150x24(12mm 2겹)의 합판 등과 같은 받침대를 설치해야 한다.

⑤ 멍에와 멍에의 이음부 및 시작부분에는 최소한 2겹으로 양 지주에 걸쳐져야 하며, 멍에가 지주에서 캔틸레버 조건으로 걸쳐져서는 않된다.

⑥ 지주 상단의 U헤드에 멍에를 설치할 경우 그림2-14와 같이 멍에재의 양면에 끼움재를 두어 멍에재의 횡좌굴이 생기지 않도록 해야 한다.

⑦ 멍에의 단면 크기 및 하중조건에 따라 지점 중간에 데크 플레이트가 설치될 경우에는 별도의 수직 보강재를 둔다. 단, 구조검토에 의해 안정성이 확인된 경우에는 생략할 수 있다.

⑧ 데크 플레이트의 주방향이 콘크리트 벽체의 거푸집위에 설치될 경우, 거푸집이 시공시 콘크리트 하중을 지지하기 어려우므로 거푸집에서 약 450mm 격리하여 지주를 설치한다.

⑨ 지주는 2개 층에 걸쳐서 연속하여 설치되어야 하며, 지주 설치기간은 콘크리트 강도가 100% 발휘될 때까지로 한다.

⑩ 시공 중의 과다한(설계적재하중보다 큰) 자재적재 및 충격하중 등을 고려하여 시공 중에는 지주 해체 후에도 약 50% 이상의 지주는 다시 설치한다.

2.3.15 콘크리트 타설 (concreting operation)

① 일반사항

ㄱ) 콘크리트의 타설에 대해 이 지침에 규정되지 않은 사항은 건교부 재정 건축공사 표준시방서 제 5 장 철근콘크리트 공사에 규정된 바에 따른다.

ㄴ) 묽은 비빔 콘크리트는 다음 공정의 마감공사에 영향을 주며, 경화 후 과도한 균열발생의 원인이 되므로 가능하면 된 비빔 콘크리트를 사용하는 것이 좋다.

② 콘크리트 타설준비

ㄱ) 콘크리트 타설에 앞서, 콘크리트가 유출될 우려가 있는 틈이나 구멍은 적절하게 밀봉 조치한다,

ㄴ) 데크 플레이트는 콘크리트의 타설 전에 제 위치에 정확하게 고정이 되었는지를 확인해야 하며, 와이어 메쉬, 보강근 및 인서트 기타 설계도면과 일치하는지 검측해야 한다. 검측결과 손상된 데크 플레이트 및 기타 보조철물은 즉시 교체해야 하며 가설지주가 설치될 경우, 적절하게 설치되었는지 확인해야한다.

ㄷ) 전기 및 설비 배관위치는 설계도서대로 시공되었는지 확인하고, 철근과 배관과의 피복두께를 반드시 확인해야 한다.

ㄹ) 강재보와 춤이 깊은 데크 플레이트의 조인트 부위에는 반드시 상부철근 배근시 보강근을 D 10~13mm 철근을 100mm 간격으로 시공한다.

ㅁ) 데크 플레이트와 보의 표면은 슬래브의 성능에 영향을 미칠 수 있는 오물이나 그리스 등을 청소해야 하며, No Paint마감으로 부착성의 증대를 고려한다.

ㅂ) 데크 플레이트의 롤링 제작 과정에서 발생하는 오일찌꺼기는 아연도금 강판과 콘크리트의 부착력에 영향을 미치지 않기 때문에 합성슬래브의 성능에는 영향을 미치지 않는다.

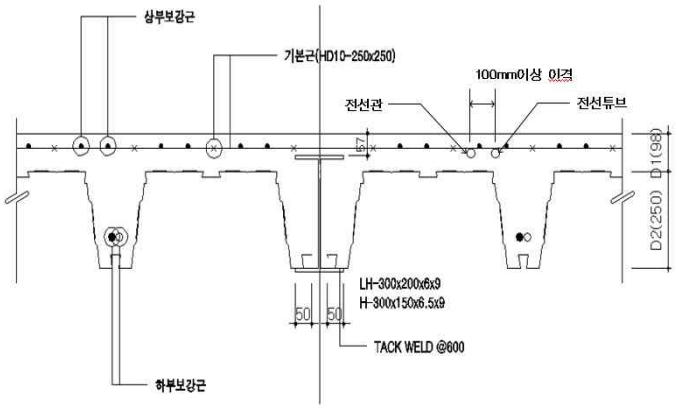
ㅅ) 춤이 깊은 데크 플레이트 상부의 콘크리트 슬래브 두께는 설계도서에 제시된 아래의 값과 일치해야 하며, 그 시공오차는 최소화 되어야 한다.

ㅇ) 슬래브내에 설치되는 전선용 튜브는 상호간의 간격을 최소한 100mm 이상 띄워서 콘크리트가 밀실하게 타설될 수 있도록 해야 한다.

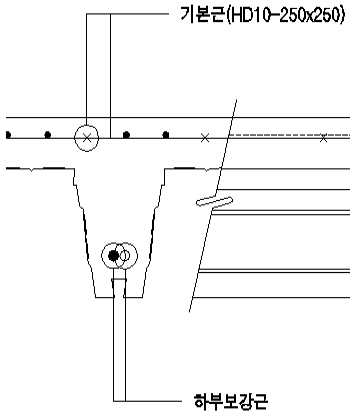
ㅈ) 데크 플레이트 골속의 주근 중심위치는 밑면에서 위로 70mm 위치에 두어야 한다.

ㅊ) 데크 플레이트 골속의 단부 스터럽 간격 및 위치는 설계도서에 따라 D10@150을 유지해야 한다.

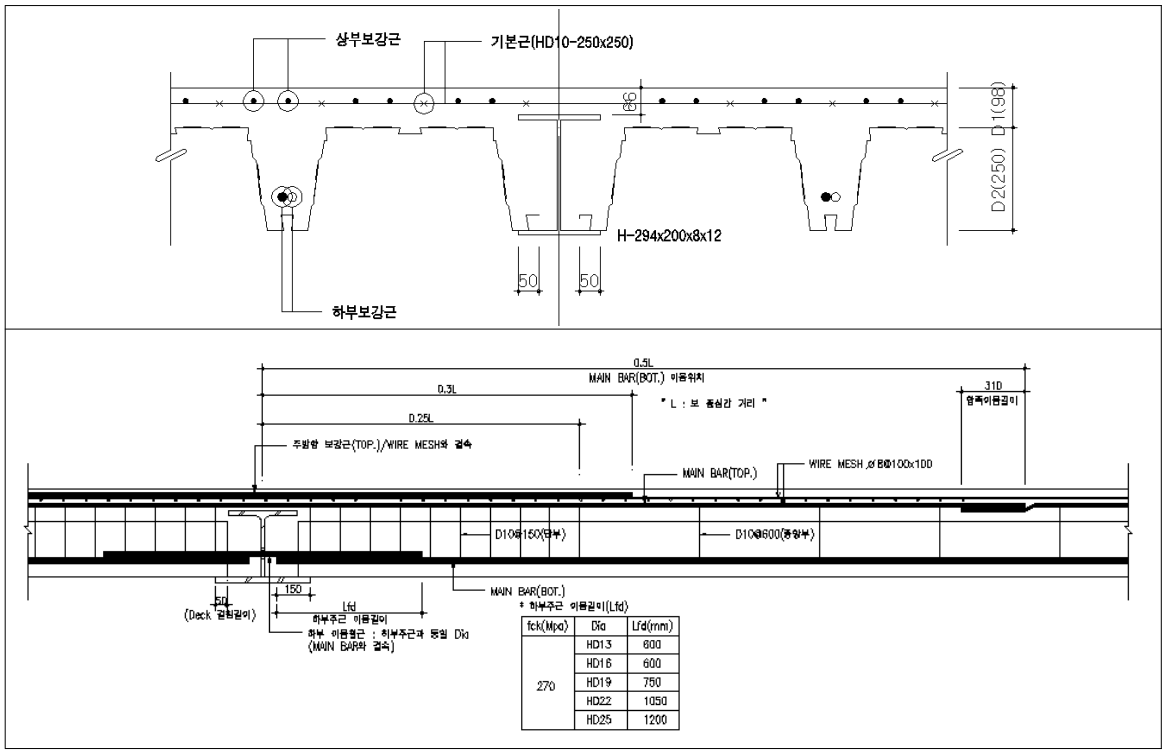
ㅋ) 배근 순서는 현장 여건에 따라 별도의 지침이 주어지지 않는 한 다음과 같이 한다. 하부주근 → 전기설비 작업 → 상부주근 → 보강근 배근 → 부방향 보강근 → 주방향 보강근



<그림 2.2.16> 전선용 튜브의 설치



<그림 22.17> 골속 주근 위치



<그림 2.2.18> 늑근 설치 현황

③ 콘크리트 타설

ㄱ) 바닥슬래브의 일반적인 콘크리트 타설은 펌핑에 의하거나 스킵으로부터 놓는 방법이 있는데 데크 플레이트가 초기의 열변형도나 건조수축 응력을 분해하는 보강근 역할을 하기 때문에 1회 타설량의 제한은 필요없다.

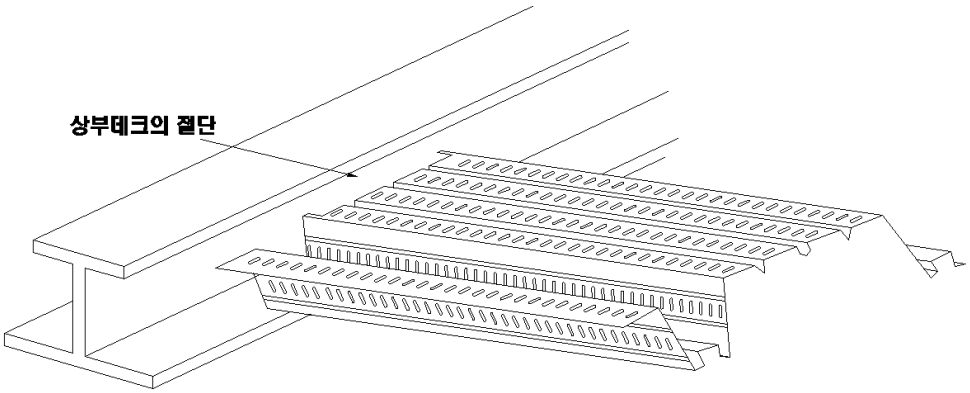
ㄴ) 펌핑에 의한 콘크리트 부어넣기 속도는 분당 0.5㎥에서 1㎥사이로 할 수 있으며 펌프는 일반적으로 30m높이까지 압송할 수 있다, 건물이 높은 경우 2차 펌프를 중앙에 연결해서 사용한다, 보다 상세한 내용은 펌프 제조업체나

공급자에게 상의해야 한다,

ㄷ) 젖은 콘크리트를 운반하기 위한 파이프는 보통 직경이 일반적으로 150mm 이고, 단위 부재들로 연결되어 있다, 파이프는 목재 블록위에 2~3m 간격으로 지지해야 한다. 구부러진 곳에 발생하는 힘이 상당히 크기 때문에 가능하면 직선 펌핑이 바람직하다.

ㄹ) 배출관은 콘크리트의 더미를 최소화하고 과도한 휨을 예방하기 위해 지주를 주의해서 제거하여야 한다. 콘크리트 타설 시에는 2명의 작업자가 필요하다. 믹스의 유동성에도 불구하고 특히, 보 주변의 콘크리트 타설시 진동다짐에 세심한 주의를 해야 한다.

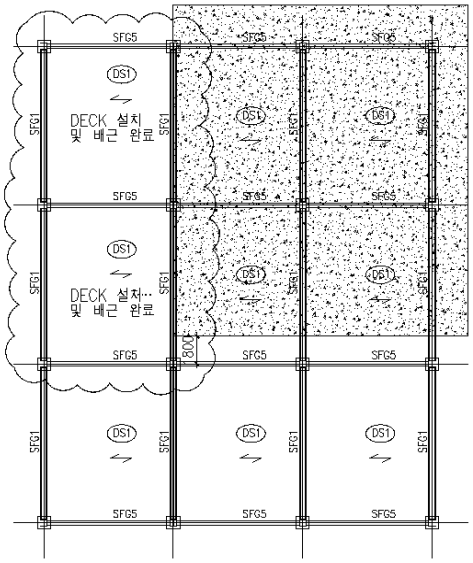
ㅁ) 강재보의 웨브면에 콘크리트의 타설을 원활하게 하고 타설 상황을 육안관찰이 가능한 높이가 나올 수 있도록 그림2-19와 같이 데크 플레이트의 상부 플랜지 끝단을 미리 잘라내어 설치해야 한다.



<그림 2.2.19> 데크 플레이트의 설치 형상

ㅂ) 콘크리트 이어치기 위치

- 데크 플레이트의 주방향과 직각으로 콘크리트를 끊어칠 경우, 그 위치는 강재보 플랜지 상단에서 하고, 단면에는 Shear Key를 두어야 한다. 이때 인접스팬까지 데크 플레이트 설치 및 철근 배근은 완료한다.
- 데크 플레이트의 주방향과 평행하게 콘크리트를 끊어칠 경우, 그 위치는 강재보와 보 사이의 중심에서 가능한 이어치기는 피하고 휨모멘트가 최소화되는 지점에서 이어치기를 하며 골과 골 사이의 슬래브의 중간에 둔다. 마찬가지로 단면에는 Shear Key를 두어야 한다.



<그림 2.2.20> 콘크리트 이어치기 위치

2.3.16 콘크리트 양생(curing)

콘크리트는 비교적 빠르게 힘을 얻고 만약 시공 후 적어도 3일 동안 5도 이상 유지되면 낮은 온도 때문에 손상을 억제 할 수 있다. 유사하게 따뜻하고 바람이 부는 날씨에는 슬래브 표면에 젖은 삼베를 이용하거나 비슷한 절차에 의해서 과도한 수분 손실을 막는 것이 필요할지도 모른다. 따라서 적정한 수분양생은 약 48시간 이상을 유지해야 한다.

3. 내화성능 설계 지침

슬림플로어 합성빔의 내화성능은 수많은 내화실험과 컴퓨터 모델링 기술을 이용한 분석(시뮬레이션)을 통해 검증하였다.

슬림플로어 보는 형강을 감싸는 콘크리트가 형강보다 그 열전달속도가 현저히 낮기 때문에 내화성능의 확보가 용이하다. 모든 슬림플로어 시스템은 특별한 내화피복이나 하중제한없이 30분의 내화성능을 확보하였다. 노출된 ununiversal 보가 유사한 성능을 나타내기 위해서는 적어도 610× 305× 179의 면적을 확보해야 한다. 비합성 슬림플로어의 경우 일반적인 하중에 대해서는 내화피복이 없이도 60분의 내화성능을 확보할 수 있으며 60분 이상의 내화성능을 요구되는 경우에는 하부플레이트에 내화피복재의 적용이 필요하다. 그러나 합성체 슬림플로어 보의 경우에는 내화성능이 비합성체의 경우보다 떨어지므로 하중제한이나 내화 피복재 적용 등의 필요조건이 확보되어야 한다.

3.1 슬림플로어 보의 화재 테스트

이 권고사항은 춤이 깊은 슬래브 복합체의 재하된 보에 대한 세가지 주요 화재실험 및 콘크리트 슬래브에서 재하된 보에서 수행된 내화성능 실험 및 분석에 근거하여 작성되었다. 실험결과는 표 6.1과 6.2에 요약정리된 바와 같다. 실험 P1과 P2에 사용된 프리캐스트 바닥 단위실험체는 보의 복부에 삽입되었으며 비지지상태의 플레이트를 사용하였다 또한 실험에 수행된 슬림빔은 바닥플레이트를 용접하여 사용하였다. 실험 P3~P8은 견고한 슬래브나 프리캐스트 바닥재를 이용한 슬림플로어 빔에 대한 실험을 실시하였다.

<표 3.1> 프리캐스트를 슬래브안에 삽입한 슬림플로어 빔에 대한 내화실험 결과 요약(영국)

실험명	UC Section size	type	내화성능 (분)	하중비	플레이트(†) 온도(℃)	플랜지(†) 온도(℃)
P1	254×254×73	–	44	0.56	–	746
P2	254×254×89	–	93	0.42	–	783
P3	254×254×107	1	60	0.55	799	661
P4	203×203×86	3	68	0.44	727	558
P5	203×203×60	1	82*	0.51	812	691
P6	254×254×73	2	78	0.47	778	578
P7	152×152×30	1	75*	0.48	788	731
P8	305×305×283	1	115*	0.17	728	411

<표 3.2> 춤이 깊은 (deep decking) 슬림플로어 보의 화재실험 데이터 상세(영국)

데이터	화재 실험 D1	화재 실험 D2
강재 부분(UC)	254 × 254 × 73 kg/m	305 × 305 × 97 kg/m
플레이트(폭×두께)	455 × 15 mm	506 × 15 mm
강재 종류	S275	S275
실제 강도	306 N/㎟ (보) 316 N/㎟ (플레이트)	296 N/㎟ (보) 334 N/㎟ (플레이트)
슬래브 깊이	300 mm	310 mm
슬래브 폭	1000 mm	1000 mm
콘크리트 종류	30 N/㎟ 경량콘크리트	30 N/㎟ 경량콘크리트
용접부(weld)크기(fillet)	8 mm leg	6 mm leg
서비스 홀	4 @ 160 mm	7 @ 160 mm
실제 축력비	0.58	0.40

<표 3.3> 표 3.2에 제시된 슬림플로어 보의 내화실험 결과

변위	실험 D1	실험 D2
내화성능	63분	71분
바닥 플레이트 온도(60분)	820 ℃	818 ℃
바닥 플레이트 온도(항복 시)	840 ℃	838 ℃
rib에서의 플랜지 온도 (60분)	642 ℃	593 ℃
구멍에서의 플랜지 온도(60분)	732 ℃	643 ℃
실험 종료 후 중앙지점 처짐(㎜)	205 ㎜	140 ㎜

영국에서 수행한 춤이 깊은(deep decking) 슬림플로어 보의 실험결과는 표 3.3과 같으며 슬림플로어 보의 역해석기법(back-analysis)을 적용하여 내화실험 60분 후와 항복 시의 온도를 측정하였다.

세 번째 내화실험은 ESCS 프로젝트의 일환으로 네덜란드의 TNO에서 수행한 딥덱 SFB 사양은 표 6.1과 같다. 실험은 두 개의 스팬 슬래브와 두 개의 모서리 보, 내부 보로 구성하였으며 가로 7.9 m, 폭 4.6 m, 깊이 280mm 형상의 보통 중량의 콘크리트를 사용하였다. 내부 보는 두께 15㎜의 continental HEB 240 용접 플레이트를 적용하였고 테두리보는 같은 두께의 HEB200 세션 용접 플레이트를 적용하였다. 실험 결과는 표 3.4와 같다.

실험하중(자중은 무시)은 6 m 이상의 스팬에 3.8 kN/㎡의 하중을 부여하기 위해 약 9 kN/㎡의 등가휨모멘트를 부여하였다. 이때 내부 빔의 지점반력을 기록하여 슬래부 상부의 보강철근에 하중을 직접적으로 측정할 수 있게 하였다. 또한 실제 플로어 슬래브의 낮은 경계조건을 모사하기 위해 슬래브 실험체는 열팽창에 대한 구속조건을 부여하지 않았다.

실험체는 내부 보가 파괴되는 시간을 내화성능으로 평가하여 60분간 실시하였다. 실험체의 하중비는 슬래브가 2개의 단부 지지조건으로 거동한다는 조건 하에서는 0.45로 계산하였으며 완전 일체로 거동한다는 조건 하에서는 0.17로 계산하였다. 강재 단면부와 콘크리트 슬래브에서 온도측정 위치 및 실험결과는 그림 3.2 및 표 3.5와 같다.

TNO 실험에서 보와 슬래브 실험체는 94분의 내화성능을 나타내었고 전체적인 처짐량과 내부빔의 처짐율은 실험 한계를 초과하였다. 이 실험의 하중-변형 곡선 결과는 그림 6.3과 같이 나타내었다.

Table 6.4 *Test data for TNO fire test*

Data	Fire Test D3
Beam span (m)	4.6
Slab span (m) (centre of bearing)	3.82
Test load (kN/m^2)	8.9
Self weight (kN/m^2)	3.0
Steel section - internal - external	 HEB 240 HEB 200
Plate width (15 mm thick)	440 - internal 330 - external
Steel grade	S235
Actual strength (N/mm^2)	239 (beam) 279 (plate)
Slab depth (mm)	280
Concrete grade (N/mm^2)	30 NWC
Weld size (fillet)	7 mm leg
Bar diameter (mm)	16
Axis distance (mm)	60

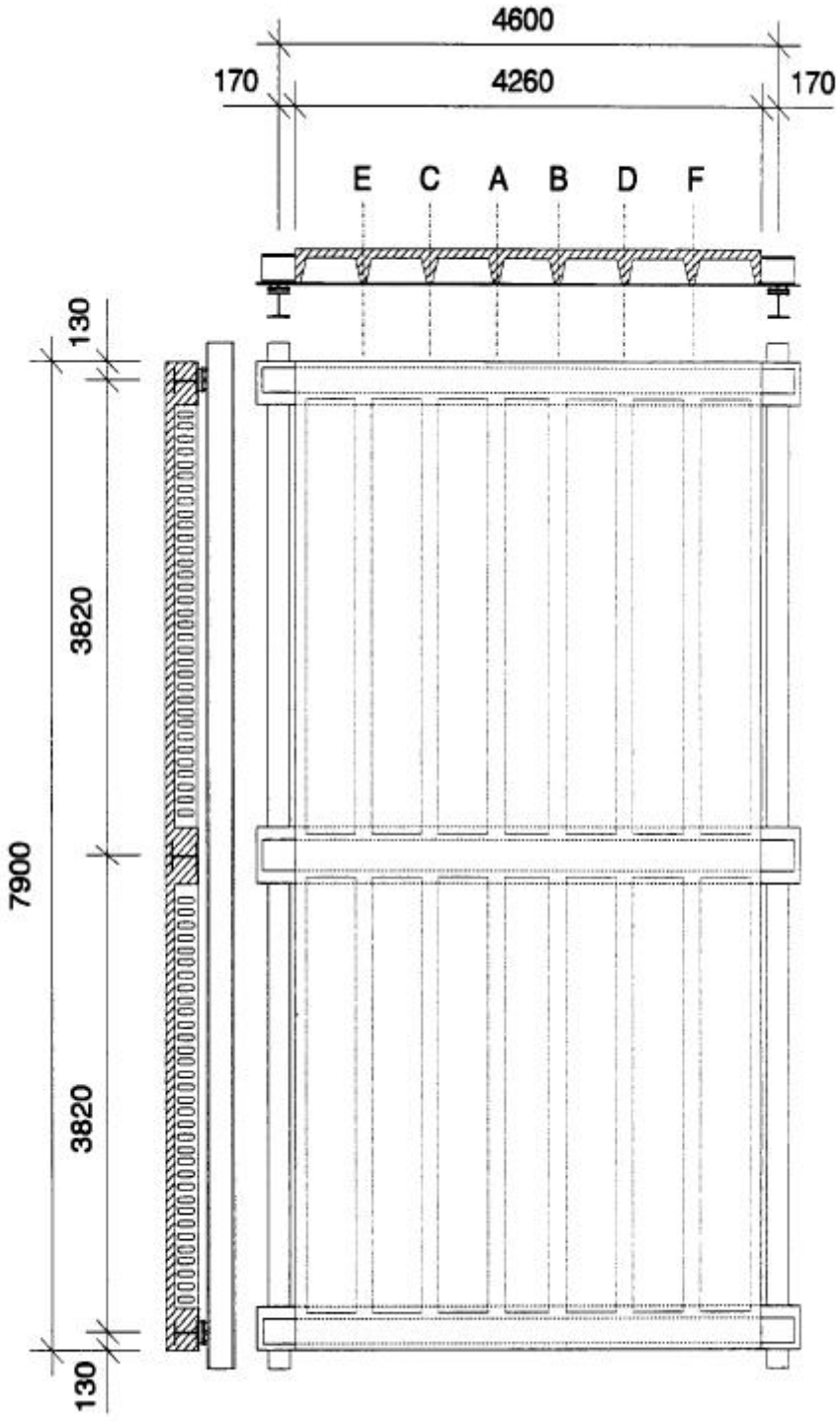


Figure 6.1 *Plan view of TNO Test D3*

Table 6.5 *Temperatures (°C)in the critical elements in TNO fire test*

Element	Fire period (mins)	
	60 mins	90 mins (close to failure)
Internal beam:		
Bottom plate	804	930
Bottom flange	576	740
Edge beam:		
Bottom plate	804	976
Bottom flange	(not measured)	(not measured)
Composite Slab:		
Decking	896	1002
Reinforcement	405	670
Slab surface	103	143

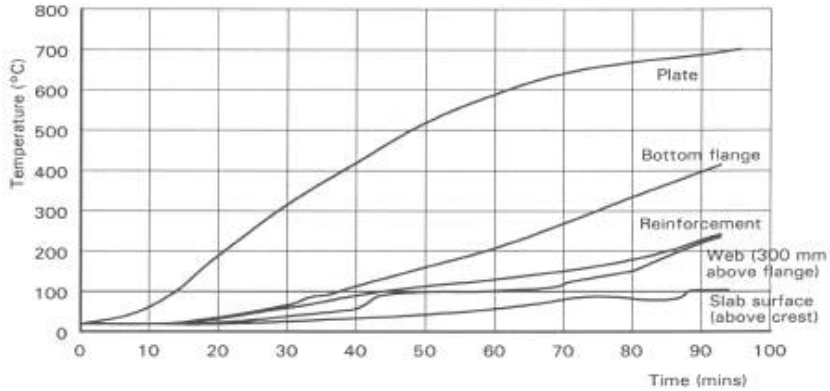


Figure 6.2 *Temperature rise in TNO fire test on slim floor beam*

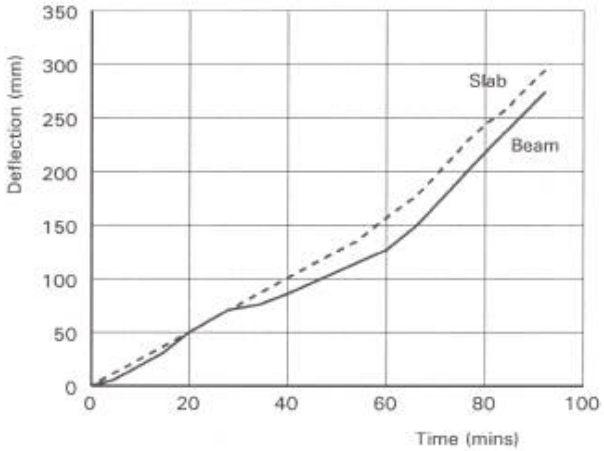


Figure 6.3 *Load-deflection curves for TNO fire test*

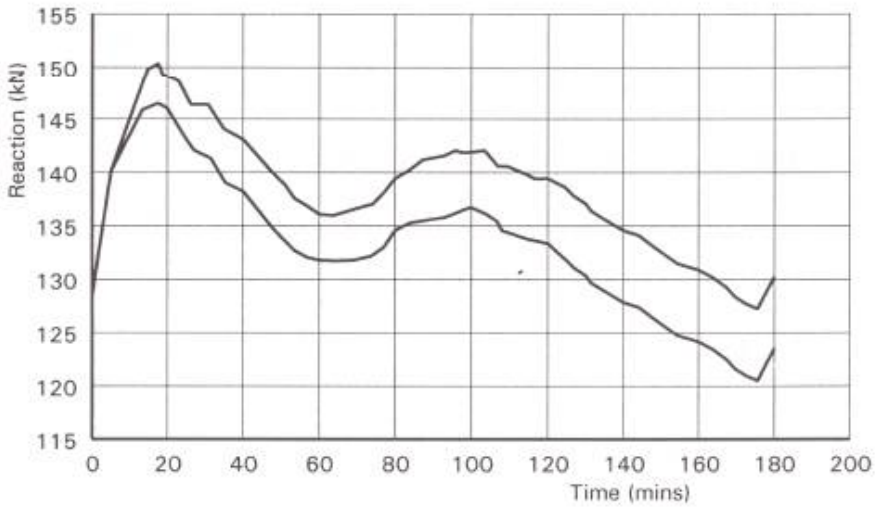


Figure 6.4 *Variation of reactions at the internal beam supports in TNO fire test*

3.2 슬림플로어 보의 화재실험에 대한 분석(interpretation)

3.2.1 일반사항

깊은 춤의 복합체 슬래브를 이용한 세가지 슬림플로어 보에 대한 역해석(back-analysed)기법을 수행한 결과, 슬림플로어 빔의 60분 내화시간과 파괴 시 단면부의 온도를 측정 시 모멘트 저항성은 감소되는 것으로 나타났다. 측정 모멘트 저항성은 다음과 같이 계산하였다.

① 강재와 콘크리트의 강도는 BS 5950 Part 8에 명시되어 있는 고온에서의 재료특성에 부합하는 강도를 유지하여야 한다.

② 강재와 콘크리트 사이의 화재 시험시 전단 부착 강도는 슬림플로어 빔의 상부 플랜지와 웨브의 전면적에 0.6 N/㎟으로 작용한다.

③ 슬래브의 유효 폭은 빔 스팬의 1/8과 동일해야 한다.(혹은 슬래브 유효폭이 작을 경우 시험체의 폭)

④ 세션의 최소단면은 개구부 주변에 위치하여야 한다. 또한 바닥 플랜지와 용접 플레이트는 고온에서 상이한 온도차이를 보이는데 이는 강재표면들의 계면저항(interface resistance)과 플래이트 용접 시 뒤틀림(curvature)에 의한 공기틈(air gap)의 발생 등이 복합적으로 나타나기 때문이다. TNO에서 수행한 유사한 실험을 통해 이러한 틈의 경우 0.3㎜ 정도, 온도의 경우에는150℃ 정도의 차이를 보이는 결과를 나타냈다. 바닥 플랜지와 플레이트 사이의 계면저항은 콘크리트와 강재의 온도를 예측하는데 사용하여 정확도를 검증한 수학적 모델링을 통해 수행하였다. D1과 D2 실험을 위해 개구부에서의 적용 모멘트와 계산된 모멘트 저항을 비교하여 표 3.6과 같이 나타내었다. 계산된 모멘트 저항은 이 실험들에서 측정된 온도를 통해 수행하였다.

<표 3.6> D1, D2 내화실험에서의 적용 모멘트와 계산된 모멘트 저항값의 비교

개구부	모멘트 (kNm)	
	D1 실험	D2 실험
적용된 모멘트	179	193
모멘트 저항 †	136	172

표 3.6과 같이 계산된 모멘트 저항값은 적용된 모멘트 값보다 작게 설계된 이유는 다음과 같이 판단된다.

① 바닥 플랜지와 플레이트에서 측정된 변형값이 2% 이상 높게 측정되었으며 높은 변형으로 인해 발생된 가공경화(strain hardening)로 인해 강도가 20% 이상 증가되었다.

② 복합체의 거동(action)이 가정값보다 크게 발생하였다.

③ 콘크리트가 일종의 뒤틀림(tension)에 저항하였을 수도 있다.

④ 원형 개구부가 단일분석(simple analysis)시 고려했는 임계효과를 나타내지 못하고 있다.

3.3 슬림플로어 보의 내화설계 표(table)

슬림플로어 빔(SFB)의 내화성능은 3.2절에서 나열한 가정들과 이전에 수행한 3가지 실대형 실험을 통해 보정한 컴퓨터 프로그램에 근거하여 작성하였으며 슬림플로어 빔의 내화성능의 전제조건은 다음과 같다.

① 플레이트의 두께가 15㎜일 것.
② 플레이트를 포함한 모든 강재는 S355를 사용할 것.
③ 플랜지와 플레이트의 필렛용접은 최소 6㎜ 이상일 것.
④ 고온에 노출시 모멘트 저항성이 증가될 수 있도록 보통중량 콘크리트의 최소 슬래브 춤이 경량콘크리트보다 클 것(표 3.8 참조).

실험을 통하여 고온에 노출 시 0.6 N/㎟의 종방향 전단부착강도는 비합성체 구조의 슬림플로어 빔의 경우보다 합성체 슬림플로어 빔의 거동의 경우에 안전한 것으로 판단된다. 합성체의 거동을 위해서는 전단연결재를 사용하여 합성체를 만들어야 하며, 슬래브의 유효폭은 비합성체 구조의 경우 L(스팬)/8, 합성체 구조 설계의 경우에는 L/4로 설계하여야 한다. 슬림플로어빔의 모멘트 저항성을 계산하기 위한 계산식은 표 6.9와 같으며 최대하중비는 다음식과 같이 나타낼 수 있다.

$$\text{고온에 노출시 하중비} = \frac{\text{고온에서의 모멘트 저항성}}{\text{상온에서의 모멘트 저항성}}$$

하중비가 0.6 이상일 경우 모든 슬림플로어 빔은 개구부가 없어야하며 하중비가 0.5 이하인 경우 슬림플로어 빔의 내화설계를 하지 않아도 무방하다.

슬림플로어빔의 웨브쪽 개구부(춤 150~160㎜)의 모멘트 저항성에 대한 계산값은 표 6.10에 제시하고 있다. 이때 개구부의 위치는 바닥 플랜지 상부쪽 10㎜에 위치하도록 설계하도록 하며 SD 225 데킹의 경우 개구부의 최대 춤이 160㎜, 플랜지의 두께가 20㎜이상이기 때문에 플랜지의 두께를 확보하기 위해서는 개구부의 춤을 150㎜까지 낮추어 설계하도록 한다. 또한 플랜지의 두께는 30㎜이상이 되지 않도록 하도록 제안하고 있다.

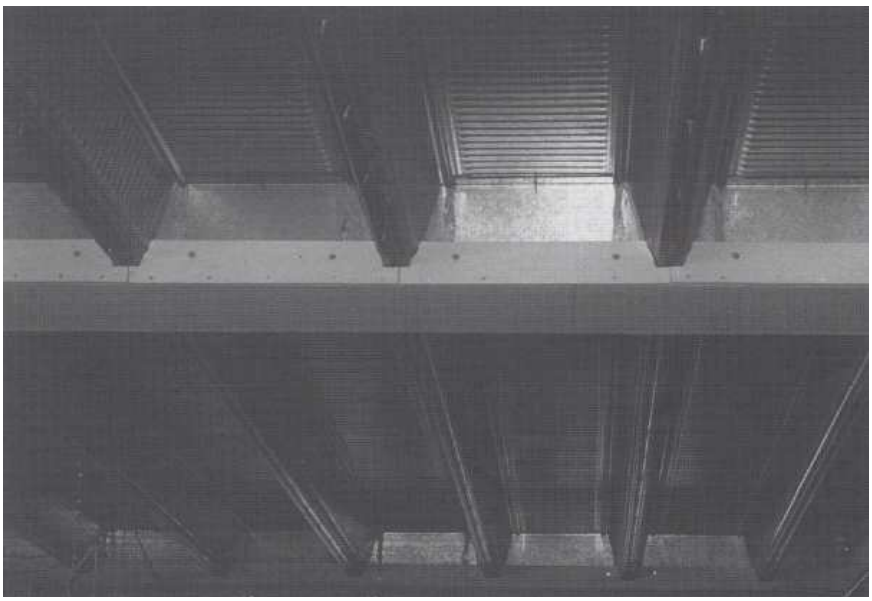
3.4 슬림플로어 빔의 내화피복(Fire protection)

60분 이상의 내화성능을 요구하는 경우에는 고온에 노출되는 하부플랜지의 단면을 보드나 내화뿜칠재료 또는 팽창성 코팅재(intumescent coating) 등을 피복해야 한다. 보드로 내화피복을 할 경우에는 그림 3.6과 같이 노진(noggin)을 플랜지 팁의 슬래브에 부착하고 보드를 노진에 부착하는 방식을 사용하도록 제안하고 있

다. 스프레이식 코팅재나 다른 피복재료를 사용할 경우에는 열에 노출되는 강재플랜지 전체를 피복하도록 한다.

요구되는 내화피복 두께는 ASFPCM/SCI에서 1/tf 에 대한 단면형상계수를 산정(tf : 바닥 플랜지 두께)하여 제시한 설계표를 참조하여 시공하도록 제안하고 있으며 내화피복의 두께가 시공에 중요한 사안일 경우에는 제조사로부터 상세정보를 요구하여 시공한다. 또한 일반적인 강부재에 비해 단면형상계수(Hp/A)가 상대적으로 낮은 경우(< 50m-1)에는 최소 두께의 피복만을 시공할 것을 언급하고 있다.

대부분의 내화피복 재료는 고온에서의 내화성능 발현 온도를 550℃까지 정하여 시공하도록 슬림플로어의 경우에는 더 높은 온도까지 내화성능을 발현할 수 있으므로 피복두께를 좀 더 줄여 시공할 수 있다고 언급하고 있다.



<그림 3.6> 슬림플로어 단면의 보드 내화피복 시공

3.5 딥덱 합성 슬래브의 내화성능

3.5.1 내화성능을 위한 슬래브의 최소 피복두께

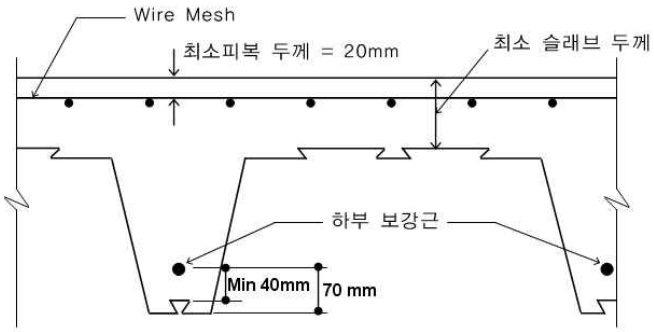
데크 상부측 콘크리트의 최소 춤은 구조적 측면에서 50㎜ 이상으로 시공할 것을 요구하고 있으며 시공되는 콘크리트의 특성(보통 콘크리트, 경량 콘크리트)과 요구되는 내화성능 조건에 따라 표 3.8와 같이 콘크리트를 피복하도록 요구하고 있다.

<표 3.8> 딥덱 합성체 슬래브 상부의 최소 슬래브 두께

내화성능 요구조건 (분)	최소 슬래브 두께 (㎜)	
	경량콘크리트 시공시	보통콘크리트 시공시
30	50	60
60	60	70
90	70	80
120	80	95

3.6 슬래브 복합체의 모멘트 저항성

딥덱 합성체 슬래브의 내화성능은 데크 리브에 설치되는 보강근에 의해 크게 영향을 받는다. 보강근의 일반적인 시공은 그림 3.7과 같이 SD 225를 적용하여 보강근 중앙에서부터 바닥부 홈(re-entrance) 상부까지의 거리는 40㎜, 바닥부 리브까지의 거리는 70㎜로 시공하도록 제안하고 있다. 화재에 노출시 테크의 인장내력의 영향성이 크지 않다고 가정하므로 보강근의 크기에 대한 기준은 내화공학적 설계시에는 반영하지 않고 있다. 다만, 일반적으로 보강근의 사용은 내화요구 시간과 하중조건을 고려하여 16, 20, 25㎜ 크기 중 선택하여 사용할 수 있다고 명시되어 있으며 60분의 내화성능이 요구되는 조건에서는 직경 20㎜의 보강근을, 90분의 내화성능이 요구되는 조건에서는 25㎜의 보강근을 선택하도록 제안하고 있다. 90분 이상 120분 이하의 내화성능이 요구되는 경우에는 보강근의 크기보다는 보강근의 위치를 강근의 축방향위치를 바닥부 리브에서부터 90~120㎜로 조절하고 L 또는 U 형 후크를 바 끝부분에 정착하여 시공하도록 제안하고 있는데 이는 고온에 노출된 보강근의 온도를 550℃ 이하로 제어하기 위해서이다 .



<그림 3.7> 최소 슬래브 두께와 보강 근의 피복

자체평가의견서

1. 과제 현황

사업명	건설핵심기술연구개발사업			
연구과제	과 제 명	비대칭H형강 합성플로어 성능기반 내화거동 고도화 연구		
	주관연구기관	(주)현대제철	주관연구책임자	은 성 운
연구기간	2006. 12. 20 ~ 2009. 12. 16			
협동연구기관	기 관 명		연 구 책 임 자	
	한국건설기술연구원(외 2개기관)		유 용 호	
위탁연구기관	기 관 명		위탁연구책임자	
	(외)			
참여기업	기업체명		대 표 자	
	(주)현대제철 (외 4개기관)		박 승 하	
연 구 비 (천원)	연차	정부	민간	계
	1차년도	162,000	57,000	219,000
	2차년도	143,000	53,000	196,000
	3차년도	487,750	175,000	662,750
	계	792,750	285,000	1,077,750

2. 평가일 : 2009. 12.

3. 평가자(연구책임자) 확인

본인은 평가대상 연구과제의 연구결과에 대하여 객관적으로 기술하였으며, 공정하게 평가하였음을 확약합니다.

소 속	직 위	성 명	확약(서명, 인)
(주)현대제철	부장	은 성 운	

Ⅰ. 연구개발 실적

평 가 항 목	가중치 (A)	평가척도(B)					득점 (A× B)	평 가 의 견
		수	우	미	양	가		
		5	4	3	2	1		
연구수행								
① 연구개발 결과의 우수성 및 창의성	2	5					10	- 본 연구개발은 국내뿐 아니라 국외에서도 활발히 연구되고있는 건축물 내화성능과 관련하여 시급한 기술개발과제로서, 단편적인 요소기술 개발로 한정되는 것이 아니라 내화설계기준 및 지침개발로 그 차별성이 뛰어나다고 판단됨.
② 연구개발 수행노력의 성실도	2	5					10	- 주관기관을 비롯한 협동 및 위탁기관들과 참여기업 모두가 연구개발에 필요한 목표치를 위하여 노력하였음. 연구에 필요한 실험 및 장비구축에도 성실하게 계획하고 준비한 점이 우수하다고 판단됨.
③ 연구개발 결과에 대한 활용가능성	2	5					10	- 2차년도에 선행된 화재실험에서 확보한 데이터를 바탕으로 후속되는 중·장지간 화재실험 연구에 다양하게 활용될 것으로 보임.
④ 연구개발 결과의 파급효과	2	5					10	- 개발된 연구 성과물은 국가경제, 산업, 연구개발분야로의 파급효과가 다양하게 이루어질 것이고, 내화설계기준을 마련하는데 초석이 될 것으로 판단됨.

⑤ 공개 발표된 연구개발성과 (논문게재 또는 산업재산권 출원 및 심사 가능성, 발표회개최 등)	2		4				8	- 본 연구개발은 현재 2차년도 연구수행이며, 전체 연구개발의 중간단계임. 따라서 국내논문발표 실적은 미비하다고 판단되나, SCI급 논문과 특허출원으로 인한 성과가 우수하다고 판단됨.
연구목표 달성도(연구개발계획서상에 기술된 연구목표)								
⑥ 형상설계 최적화	2	5					10	- 열전도 FE해석기반으로 단면형상 조정에 의한 최적화 단면설계를 수행함 - 1차년도 실험 Data를 기반으로 화재강도에 따른 강성감소율 분석을 수행하였음.
⑦ 내화거동 심화연구 (심화화재 실험)	2	5					10	- 비대칭H형강을 활용하여 다양한 형상의 단면을 제작하여 그에 따른 영향성을 검토하였음.
⑧ FE구조해석	2	5					10	- 지간길이별 설계분석을 통하여 3D SBF 요소 설계(안)을 제시함.

⑨ 내화피복 성능향상 기술개발		2	5					10	- 형상조건에 따른 피복 고온영역 물성확보 및 성능결점고찰을 토대로 한 설계방안 제안하였음. - 실험을 통한 내화피복제 적용 화재거동 분석함.
⑩ 실제구조물 적용설계(안) 제시		2		4				8	- 실제 건축물 적용성(FLS)을 위한 실구조물에 적용설계안을 제시 하였음.
소계	전문가 평가점수 (100점 만점)	20						96	

Ⅱ. 종합의견

1. 연구개발결과에 대한 종합의견

비대칭H형강을 활용한 합성보는 1990년대 초반부터 유럽의 주요 선진국에서 많은 관심을 갖고 개발하여 온 건축구조물의 한 형태이다. 비대칭 H형강이 부분적으로 콘크리트 슬래브에 매입된 합성보가 형상측면에서 내포하고 있어 화재에 대한 성능적인 기본 장점을 깊은 춤 슬래브와 연동하여 시너지 효과를 극대화시켜 형성하고, 이를 기반으로 화재조건 및 구조측면의 강성에 장점이 있는 성능기반 합성플로어시스템 내화설계 요소기술 개발에 관한 연구이다. 본 연구개발은 화재안전 성능기반 구조물 내화설계(KS2848)의 허용이후 관련 설계기법 및 기반연구의 미비로 현장적용의 어려움이 발생하고 이에 구조적으로 강한 내화성능이 내재되어 있으나 심도 있는 연구의 미비로 이러한 장점이 충분히 활용되지 못한 비대칭H형강과 깊은춤 데크플레이트를 활용한 합성플로어시스템의 화재안전 성능기반 선진화 연구를 통하여 성능기반 내화설계법 제시를 기반으로 제품화 및 실용화 기술력을 향상시키는데 목적이 있다. 본 연구는 다양한 요소기술(비대칭H형강 활용 합성보의 최대 내화강성확보를 위한 최적화단면 형상 연구, 구조물 화재거동FE해석 및 설계기법제시, 비대칭 H형강 및 깊은춤 3D 합성플로어시스템 최적 모듈화 내화설계기법 제시, 내화피복의 고온물성 분석 및 성능고도화 연구, 구조물 및 내화피복의 화재성능기준 제시, 구조물 성능기반 내화설계 적용기법 및 지침(안) 제시)을 포함함으로서, 연구대상 구조물이 과학적 & 합리적으로 화재안전이 증명됨과 동시에 경제적인 최적화 설계 및 시공을 가능하게 하며, 유관업체(철강 & 피복업체)의 현장적용 기술력 향상을 추진하여 국내 피복업체의 제조 기술력 향상, 고품질 내화도료 피복제품 출시의 기반을 마련한다.

2차년도 연구개발에서는 형상설계최적화, 내화거동심화연구(심화화재실험 및 FE구조해석), 내화피복 성능향상 기술개발, 실제 구조물 적용설계(안)제시 등을 연구하였다. 이러한 풍부한 기본 자료들의 축적을 통해 차년이 지날수록 더 효과적인 연구개발이 수행될 거라고 예상된다.

형상설계최적화를 위해 합성구조물 화재조건 최적화 형상설계의 열전도 FE해석을 실시하였고, 이를 통하여 비대칭H형강의 단면 형상에 따른 강성이 검토되었다. 이를 바탕으로 비대칭H형강을 활용한 합성보의 단면 형상에 따른 화재거동을 분석할 수 있으리라 예상된다. 내화거동 심화연구에서 4.5m 보의 웨브 형상과 하중비에 따른 화재 실험을 통하여 단면 형상과 하중비에 따른 강성 검토를 하였으며 차년도 중·장지간 보의 화재거동 실험의 토대가 될 것으로 예상된다.

내화 피복의 성능향상 기술개발에서는 DSC, TGA 등을 이용하여 유성유기계와 수성무기계 내화도료의 열적 특성과 온도에 의한 반응을 조사한 결과 수성무기계 내화도료는 넓은 온도 범위에서 무게변화와 발포가 일어나는 반면 유성유기계 내화도료는 200 ℃ 근방에서 60% 가량의 물질이 반응함을 알 수 있었으며, 수성무기계 내화도료에 알루미나 입자를 첨가하여 내화성능의 향상이 가능함을

볼 수 있었다. 특히 일반적인 형태의 알루미나에 비해 다공성 알루미나를 사용할 경우 같은 첨가량에서 2배가량의 효과를 볼 수 있었다. 또한 다공성 알루미나를 이용하면 그렇지 않은 경우에 비해 내화도료로 인한 온도 상승 억제가 60% 가량 상승할 수 있었고, 이로 인해 내화도료의 박리 시간을 25% 가량 지연시킬 수 있음을 확인하였다.

본 연구의 성과는 국내에서 허용은 되어 있으나 기반설계기법 및 해석기술의 미비로 적용에 어려움을 겪고 있는 성능기반 구조물 내화설계법의 활용방법을 화재조건에 강점이 있는 구조물인 비대칭H형강과 깊은춤 테크플레이트를 생산중임에도 적절한 적용을 하지 못하고 있는 기업과 연계하여, 관련 선진외국기술을 기반으로 국내의 기반연구를 한 차원 발전시키면서 기업의 마케팅에 적절한 활용이 가능하여, 도입된 설계법의 현장 적용방법을 설명할 수 있어 최종적인 연구개발이 완료된 후에는 그 파급효과 및 응용효과가 매우 우수할 것으로 판단된다.

2. 평가시 고려할 사항 또는 요구사항

2차년도 연구수행은 비대칭H형강 합성보의 형상설계최적화에 따른 열전도 FE 해석기반 합성구조물 화재조건 최적화 설계로 상·하부플랜지 및 웨브 형상 및 슬래브 인입깊이 조정과 고온영역 화재강도에 따른 강성감소율 분석으로 내화거동 분석을 하였으며 심화화재 실험 및 FE구조해석은 기 수행된 합성보의 화재거동 실험으로 확보된 연구 결과를 바탕으로 최적화 단면에 대한 화재실험을 수행하였다. FE해석기반 합성보의 내화거동 해석은 1차년도 실험 DATA를 토대로 웨브의 상·하부, 하부 플랜지의 두께 조정을 통한 단면의 강성을 기본 모델과의 비교를 통해 검증하였다. 내화피복 성능향상 기술개발에 대한 형상조건에 따른 피복 고온영역 물성확보 및 성능결점 고찰을 토대로 한 설계방안을 제안하였으며 실험을 통한 내화피복제 적용 화재거동을 분석하였다.

본 연구개발은 국내에서 유일하게 비대칭H형강을 생산하는 (주)현대제철이 주관기관으로서 연구에 대한 전폭적인 지원이 이루어지고 있고, 건설 R&D의 전문연구기관으로 매우 높은 인지도를 가지고 있는 국가출연연구원인 한국건설기술연구원, 한국건자재시험연구원과 구조물 설계분석에 관한 많은 실적을 보유한 창민우구조컨설탄트가 협동연구기관으로 참여하고 있다. 또한, 연구개발 주제와 밀접한 관계를 가지고 있는 데크플레이트 생산업체인 제일테크노스와 피복도료관련업체인 (주)하이템, (주)경동세라텍이 참여기업으로 참여하고 있어, 상호 효과적인 연구 컨소시엄을 이루고 있으며 연구 수행 및 결과 도출이 원활하게 이루어지고 있다.

본 연구개발은 현재 2차년도 연구가 수행중이며 SCI급 논문인 "Performance in fire of long-span composite truss system(2008.03)"을 Engineering Structure에 논문이 게재되었으며 국외학술발표에 2편을 발표하였고 국내학술대회에 남은 과제기간동안 발표 예정이다. 또한 비대칭H형강 슬림플로어를 이용한 건축물들이 이미 완공 되었거나 시공 중에 있다. 본 연구개발은 비대칭H형강 합성플로어 성능기반의 내화거동 고도화 연구에 관한 것으로 아직까지 연구수행 되어야 할 요소기술, 시공 기술, 설계 기술 등이 많이 있지만, 최종 연구개발이 완료될 경우 국가 산업 전반에 미치는 파급효과 및 응용효과는 매우 뛰어나다고 판단된다.

3. 연구결과의 활용방안 및 향후조치에 대한 의견

2차년도 연구수행 결과를 바탕으로 차후년도에는 좀 더 많은 내용의 연구개발을 수행할 계획이다. 선행된 4.5m 보의 단면형상 실험을 기반으로 중·장지간 보의 구조성능 및 온도분포를 분석하고 열전도의 FE해석을 기반으로 한 합성구조물의 화재조건에 따른 최적화 형상설계를 하고자 한다. 최적 내화거동을 확보할 수 있는 비대칭H형강을 활용한 3D 합성플로어시스템 연구 및 3D 합성플로어시스템 실험 및 내화거동 수치 해석 기법을 토대로 내화설계기술 제안을 실시할 계획이다.

내화실험 분석기반 구조적 강성저하 경향성 검토 및 실제 건축물 적용성(FLS) 및 설계안 제시 등을 통한 연구 결과를 바탕으로 실제 건축구조물의 사양적/성능적 내화설계기반 비교 연구 및 현장적용 실 구조설계(예) 제시 등을 하고자 한다.

형상조건에 따른 피복 고온영역 물성확보 및 성능결점 고찰을 토대로 한 설계방안 제시 및 내화피복제 적용 화재거동 분석 등의 2차년도 연구수행 결과를 토대로 차후년도에는 최적 내화설계피복 기술개발, 고온물성 분석기반 최적화 내화피복 성능설계지침의 개발 및 제시할 계획이다.

주 의 사 항

1. 본 보고서는 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설기술 연구개발사업의 최종(중간) 연구보고서입니다.
2. 본 보고서의 내용을 발표할 때에는 반드시 건설교통부가 출연하고 한국건설교통기술평가원에서 위탁시행 한 건설기술연구개발사업임을 밝혀야 합니다.
3. 국가보안 차원에서 필요하다고 인정되는 내용은 대외적으로 발표 및 공개하여서는 아니 됩니다.

본 보고서와 관련하여 문의를 원하시는 분은 아래의 문의처로 연락을 주시기 바랍니다.

■ **문의처 : 한국건설교통기술평가원** TEL 031)381-6311
현대제철(주) TEL 02-772-2234
한국건설기술연구원 TEL 031-369-0519

R&D / 06건설핵심C23

비대칭H형강 합성플로어 성능기반 내화거동 고도화 연구 2차년도 보고서

■ **발행일** / 2008.07.31

■ **발행처** / **현대제철(주)**
서울시 서초구 양재동 231 현대자동차 사옥 서관
TEL : 02-3464-6424(대)

■ **인쇄처** /

[부 표]

Ⅰ. 인쇄제작 사양

가. 규 격 : 국배판(A4크기, 가로21㎝×세로29㎝)

나. 제 본 : 좌 무선철

다. 용 지 : 표지 - 250g/㎡ 양면 아트지(라미네이트 코팅)

내지 - 80g/㎡ 모조지

라. 색 상 : 표지 - 별색바탕 : C50, M20, Y59, K0

* 표지는 **무광**으로 처리

내지 - 검정 1도(내용에 따라 별도 색상 첨가도 가능)

마. 인 쇄 : 표지 - 옵셋 인쇄

내지 - 마스터 인쇄

Ⅱ. 편집순서

1. 표지(앞면)
2. 제출문
3. 요약문
4. SUMMARY
5. 목차
6. CONTENTS
7. 본문
8. 뒷면지
9. 표지(뒷면)