

631.583
L 2930

최 종
연구보고서

한국형 온실모델 설정을 위한 경량자재개발
및 규격화 보급방안

A Study on Light-weighted materials development
for Korea glasshouse modelling

연 구 기 관
농어촌진흥공사
이화여자대학교

농 립 부

제 출 문

농림부 장관 귀하

본 보고서를 “한국형 유리온실 모델선정을 위한 경량자재개발 및
규격화 보급 방안” 과제의 최종보고서로 제출합니다.

1998. 11. 30

주관연구기관명 : 농어촌진흥공사

총괄연구책임자 : 노 건 길

연 구 원 : 조 상 민

연 구 원 : 유 정 두

연 구 원 : 김 종 욱

연 구 원 : 윤 천 한

연 구 원 : 김 은 정

협동연구기관명 : 이화여자대학교

협동연구책임자 : 신 영 수

연 구 원 : 연 규 석

연 구 원 : 박 종 훈

연 구 원 : 김 광 우

연 구 원 : 김 기 성

요 약 문

I 제목

한국형 온실모델 설정을 위한 경량자재개발 및 규격화 보급방안.

II 연구개발의 목적과 중요성

1. 목적

- 가. 온실의 구조적 안전성과 사용성을 확보하고 작물생육환경을 개선할 수 있으며 경제적인 경량자재의 구조적 성능파악 및 시제품개발
- 나. 온실기초공사의 공사기간을 단축 할 수 있는·조립식기초(precast concrete)의 개발 및 실용화방안을 제시
- 다. 구조적 강재를 대신할 수 있는 신자재개발의 타당성 연구
 - 1) 폴리머 복합체의 실용화가능성 연구
 - 2) 폴리머 복합체의 온실 구조체에 적용성 연구

2. 중요성

- 가. 우리나라 시설재배 면적은 '97년말 현재 47,246ha로 일본에 이어 세계에서 두 번째로 많은 면적이거나 원예시설에 대한 기초이론이나 표준화된 모델, 구조 설계방법 등이 아직 마련되지 않고 있는 실정이다.
- 나. 1995. 3. 농림부와 농어촌진흥공사에서 「온실구조설계기준」을 제정 보급 하였으나 주로 설계하중에 대하여 정리된 것으로 안전하고 경제적인 구조설계 방법에 대하여는 미흡하였다.

- 다. 현행 건축법상 온실구조설계는 「건축물의 구조설계기준등에 관한 규칙」 과 「강구조 계산규준」에 따라야 하나 「건축물의 구조설계기준등에 관한 규칙」 중 하중 부분은 건축물의 내용년수 50년, 재현기대치를 100년으로 산정한 하중 값으로서, 재현기간 20년 높이 6m이하인 원예시설의 구조설계에 적용할 경우에는 부재단면 치수가 너무 커져 햇빛량 투과에 막대한 지장을 초래하고 공사비를 증가시키는 원인이 되고 있다.
- 라. 원예시설 상부구조 설계는 설계하중 값의 적용을 온실 재현기간에 상응하는 하중 값을 산정 하여 적용토록 하고 경량 형강 설계기준이 마련되어 원예시설의 경량화가 추진될 수 있어야 한다.
- 마. 원예시설 특히 유리온실의 경우 기초공사 한 공정이 전체 유리온실 공사기간의 30%이상을 차지하고 있어 공기단축 및 공사비 절감을 위하여는 현행 현장 타설 콘크리트로 시공되는 공법의 개선이 필요하다.

Ⅲ. 연구개발과 내용 및 범위

1. 상부구조의 경량화

- 가. 벤로형 유리온실의 경량화
- 나. 와이드스판형 온실의 경량화
- 다. H형강의 경량화

2. 폴리머 복합재의 연구

- 가. 폴리머 콘크리트의 제조방법
- 나. 폴리머 콘크리트의 기초적인 물성연구
- 다. 폴리머 콘크리트 부재의 구조적 성능시험

3. 프리캐스트 기초개발

- 가. 기초 형식을 위한 하중분석
- 나. 폴리머 콘크리트 기초 연결판의 구조성능

- 다. 폴리머 콘크리트 기초의 휨특성
- 라. 기초 및 기초연결판의 형식결정
- 마. 폴리머 콘크리트 부재의 전단성능연구

4. 실용화 보급방안

- 가. 경량화 구조의 제작도 작성·보급
- 나. 프리캐스트 기초의 제작도 작성·보급

IV 연구개발 결과 및 활용에 대한 건의

1. 연구개발결과.

작물생육환경에 적합한 생산전용 온실이 구조적 안전성 및 경제성, 에너지절감, 시공성 향상을 기대할 수 있는 한국형 유리온실 모델에 적용할 수 있는 경량자재 및 조립식 기초개발을 위하여 구조설계기준설정, 구조설계, 시험체 제작 및 실험, 현장 적응능력 시험을 실시하였는바 그 결과를 요약하면 다음과 같다.

가. 상부구조의 경량화.

- 1) 우리 나라 유리온실의 경우 아직도 외국의 유리온실에 비하여 상부구조에 많은 강재량이 소요되고 있어 국내 유리온실(벤로형, 와이드스판형, H형강온실)의 구조설계방법 및 그 배경을 검토하여 합리적인 설계방법을 제시하고 또한 국내 생산자재를 사용한 구조부재에 대한 강도실험을 통하여 국산자재의 품질 및 신뢰성을 확보하였다.
- 2) 강구조계산기준에 의한 설계내용과 경량형강설계기준인 냉간 성형 강구조의 설계기준과 비교한 결과 냉간 성형 강구조의 설계기준 적용가능성을 검토하였고 기둥부재의 경량화를 도모하였다.
- 3) 온실의 기둥부재와 같이 세장비가 높은 부재는 축력과 모멘트의 조합에 의한 이차 모멘트의 효과를 고려하여야 하며 이것을 고려하는 냉간 성형 강구조 설계기준을 적용하여 약 22%의 강재사용을 절감할 수 있도록 하였다.

- ◆ 탄성계수 $1.11 \sim 1.69 \times 10^9 \text{ kg/cm}^2$ - 수축감소제의 함량이 증가함에 따라 작아짐
- ◆ 프와송 비 0.183 ~ 0.241 - 수축감소제의 함량이 증가함에 따라 커짐

- 2) 폴리머 콘크리트 제조에 세골재만 사용하는 것보다 조골재를 함께 사용한 경우의 압축강도가 크고 탄성계수 등에서도 성능이 우수한 것으로 나타났다.
- 3) 수지량은 폴리머 콘크리트의 경제성을 좌우하는 중요한 요소로 10~11%정도가 좋은 것으로 나타났으며 조골재와 세골재가 함께 사용하는 것이 할렬인장강도, 휨인장강도등에서 유리하다.
- 4) 수축감소제는 폴리머 콘크리트의 강도 및 수축량에 미치는 영향이 큰 것으로 나타나고 있으나 10~20%에서 조절하면 양질의 콘크리트를 얻을 수 있는 것으로 나타났다.
- 5) 폴리머 콘크리트 보는 배근이 있는 경우 연성적으로 거동하여 충분히 휨부재로서 사용할 수 있고 하중-처짐 분석결과 초기균열전에는 거의 선형으로 거동하나 이후 균열의 영향으로 강성이 저하되는 현상이 발생하고 소성영역에 이르는 것으로 나타났다.
- 6) 하중 - 변형도 분석결과 철근콘크리트에서 콘크리트의 최대 변형도 0.003보다 2배인 0.006이상에서 파괴가 발생하는 것으로 나타났으며 이를 이용하여 평형철근비를 계산하면 같은 강도의 철근콘크리트에 비하여 매우 크다. 따라서 처짐이 문제가 되지 않을 경우 작은 단면으로 많은 배근을 할 수 있으므로 큰 하중에 저항할 수 있는 것으로 나타났다.
- 7) 모든 보에서 인장측에서 균열이 발생하여 압축측으로 진전되는 전형적인 균열이 발생하였으며 시험체 전부 연성적으로 거동하여 충분히 구조재로 이용할 수 있다.
- 8) 보강폴리머 콘크리트 보의 전단실험결과 다음과 같은 결과를 얻었다.
 - 가) 전단강도는 a/d 가 증가함에 따라 감소하였고 같은 전단 - 스펀비에서 철근비가 증가함에 따라 증가한다.

나) 폴리머 콘크리트 보의 전단강도를 예측할 수 있는 식을 제안하였다.

$$\frac{V_u}{b_d} = 7.1fc^{1/3} + 6940\left(\frac{d}{a}\right)^{2.5} \quad \frac{d}{a} \leq 2.5$$

$$\frac{V_u}{b_d} = 7.1fc^{1/3} + 550\left(\frac{d}{a}\right)^{2.5} \quad \frac{d}{a} \leq 2.5$$

다) 전단-압축파괴가 a/d가 1.5인 보에서 발견되었으며 전단-인장파괴는 a/d가 2.5보다 큰 시험체에서 발견되었다.

9) 폴리머 콘크리트의 물성에 관한 연구의 결과는 다음과 같다.

가) 압축변형도는 포틀랜드 시멘트의 종국압축 변형도 0.003에 비하여 2.5배에서 4배정도 큰 0.0082에서 0.0132값을 가진다.

나) 탄성계수 : $E_{pc} = 11411\sqrt{fc}$

다) 할렐 인장강도 $f_t = 0.13fc$

라) 휨 인장강도 : $f_r = 5.89\sqrt{fc}$

다. 폴리머 콘크리트 휨부재의 구조적 거동

폴리머 콘크리트 휨부재의 구조설계에 필요한 자료를 다음과 같이 제안한다.

1) 최대 압축응력도

최대 압축응력도는 강도에 따라 편차가 크지만 0.006을 추천한다.

2) 휨 강도의 추정

$$M_n = A_s f_y (d - a/2) = k_u f_c b a (d - a/2)$$

$$a = \beta_1 x$$

k_u 를 0.86으로 하고 β_1 을 0.86으로 적용한다.

3) 최대 철근비

최대 철근비는 폴리머 콘크리트를 0.006으로 하여 다음식으로 계산한다.

$$\rho_b = k_u \frac{f_c}{f_y} \beta_1 \frac{0.006}{0.006 + f_y/E_s} = 0.86 \frac{f_c}{f_y} 0.86 \frac{12600}{12600 + f_y}$$

4) 최소 철근비

휨 인장 강도를 안전율을 고려하여 $f_r = 4.0\sqrt{f_c}$ 으로 할 경우 최소철근비는 다음과 같다.

$$\rho_{\min} = 0.86\sqrt{f_c}/f_y$$

5) 전단에 대해서는 다음과 같이 설계할 수 있다.

$$V_n = V_c + V_s$$

여기서,

$$V_c = (0.5\sqrt{f_c} + 2500\rho V_u d / M_u) b_w d \leq 0.8\sqrt{f_c}$$

$$\text{약산식으로 } V_c = 0.7\sqrt{f_c} b_w d$$

$$V_s = A_s f_y d / s$$

6) 소성이론과 유사트러스 이론에 의한 전단력 평가

가) 소성이론

$$v'/f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad : 0 < \lambda \leq k_0/2$$

$$v'/f_c = k_0/2 \quad : \lambda > k_0/2$$

$$\text{여기서 } v' = V/b_w d, \quad \lambda = A_s f_y / b_w s f_c$$

폴리머 콘크리트의 경우 $k_0 = 0.86$ 을 적용한다.

나) 가변 각도 트러스 모델

$$\lambda_b = k_0 \varepsilon_0 / (2\varepsilon_0 + |\varepsilon_s|)$$

$$v'/f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{underreinforced}$$

$$v'/f_c = \frac{k_0}{2} \sin 2\alpha_u \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{overreinforced}$$

여기서도 폴리머 콘크리트의 k_0 를 0.86으로 한다.

라. 프리캐스트 기초 개발

1) 폴리머 콘크리트 기초판의 제조방법을 다음과 같이 제시하였다.

가) 중심부에 사용되는 기초크기에 맞게 일정 두께의 단열재 크기별로 절단하고 기초용 철근을 가공, 조립한다.

나) 거푸집을 설치하여 박리제를 바르고 하부 폴리머 콘크리트 타설 전에 불포화 폴리에스터 수지로 택코팅(tack coating)한다.

다) 폴리머 콘크리트는 속경성이므로 가능한 한 빠른 시간 내에 하부 기초판의 두께까지 포설한다. 이때 철근을 4cm정도 피복을 유지하도록 하여 철근을 배근하고 충분히 다진 후 롤러나 흙손으로 면을 고른 다음 중앙부 공간이 필요한 부분에 단열재를 배치한다. 다시 상부판까지 폴리머 콘크리트를 포설한 후 소정의 두께가 되면 롤러나 흙손으로 마무리한다.

라) 온도 $20 \pm 3^\circ\text{C}$, 습도 50-60%에서 약 1시간정도 상온에서 양생시킨다.

마) 표면을 마감한다.

2) 기초옆판 제작에 필요한 폴리머 콘크리트의 배합비(%), 부피비를 다음과 같이 제시하였다.

결 합 재	충 전 재	골 재	비 고
16	12.6	71.4	

3) 기초옆판 제작에 필요한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질을 다음과 같이 제시하였다.

비중	탄성계수 (kg/cm ²)	압축강도 (kg/cm ²)	할렬인장강도 (kg/cm ²)	휨강도 (kg/cm ²)
2.1	1.4 x 10 ⁵	984.5	85.9	260

4) 기초옆판에 대한 연구결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

가) 무보강 시험체는 휨에 대해서 취성적인 거동을 하였으며 보강된 시험체도 무보강에 비하여 최대 하중은 증가하였으나 취성적인 거동을 하였다.

나) 최대 하중은 대개 1.5t~1.6t정도로 나타났다.

다) 취성적인 거동을 감소시키기 위하여 상판의 상하부에 와이어메쉬를 D5 - 150 x 150를 배근하고 내부단열재는 시중에서 구하기 쉬운 30mm로 할 필요가 있다.

라) 상하부면을 단열재로만 연결하는 경우 하중-처짐, 하중 변형도 곡선 등에서 문제가 있었으나 단부면에서 상하부판을 연결하는 방식이 구조적으로 안정성이 있는 것으로 나타났다.

5) 프리캐스트 기초판의 중량을 283kg에서 130kg으로 경량화할 수 있었다.

6) 폴리에스터 기초판에 사용될 불포화 폴리머 콘크리트의 배합비(중량비, %)를 다음과 같이 제시하였다.

결합재	충전재	조골재	세골재	silane
12	11	27.4	50.8	0.24

7) 기초판용 폴리머 콘크리트의 역학적 성질을 다음과 같이 제시하였다.

압축강도 (kg/cm ²)	할렬인장강도 (kg/cm ²)	휨강도 (kg/cm ²)	탄성계수	비 고
1,450	108	266	3.59 x 10 ⁵	

8) 폴리머 콘크리트를 이용한 기초판의 프리캐스트화를 위한 연구결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

가) 실험결과 휨시험, 뚫림전단시험 모두에서 양호한 것으로 나타났다.

나) 하중-처짐 곡선에서도 하중이 증가함에 따라 선형적으로 처짐이 증가하였으며 기초에는 하중이 전 면적에 부가될 것이므로 실험제보다 안정적인 거동을 할 수 있는 것으로 예상되며 파괴하중이 25t으로 실제 기초가 받는 하중 2.5t에 비하면 10배 정도의 차이를 보이므로 기초부재로서 사용하는데 문제가 없다.

다) 폴리머 콘크리트의 압축변형도는 선형적으로 거동하며 변형도가 0.006이상에서 최대하중을 받고 있으며 최대 변형도까지 선형으로 거동하여 파괴되는 현상을 나타냈다. 이때 철근도 항복변형도에 도달하고 처짐도 최대에 도달하여 구조적으로 안정된 거동을 보이므로 기초로 사용하는 데는 문제가 없는 것으로 나타났다.

라) 파괴거동에서는 상부판과 하부판의 연결부위에서 먼저 파괴가 발생하여 이 균열의 폭이 증가하면서 하부에서 균열이 진전되었다. 즉 본 연구에서 변형에서는 기초로서 문제는 없으나 파괴거동에 있어 하부판의 두께 80-100mm두께와 상부 단열재를 감싸는 부분에서 파괴가 발생하여 이 부분에서 구조적인 문제가 발생할 수 있으므로 철근을 ㄷ형태로 가공하여 배근하므로써 밀판과의 접합부분의 파괴를 최소화할 필요가 있다.

마) 뚫림 전단시험에서 중앙부에서 균열이 발생하지만 상당한 연성적인 거동을 하고 있다. 파괴형태에서도 기초 구조재로 프리캐스트화 하는 데는 구조적인 문제가 없다.

9) 따라서 프리캐스트 기초 부재의 제작도와 조립도를 제시하였다.

2. 활용에 대한 건의

본 연구과제의 결과로 안전성과 일사투과량이 개선된 온실모형을 제시하고 규격화된 자재를 대량생산체제를 구축하며 대형생산전용온실의 시공방법을 개선할 수 있도록 하기 위하여 각 분야별로 다음과 같은 지원이 필요하 것으로 판단된다.

- 농 립 부 - 시설원예생산유통지원사업의 기준으로 활용하고 이 연구결과에 따라 생산체제를 구축할 수 있는 업체에 생산시설 자금 지원
- 학 계 - 한국형 유리온실 모델개발에 활용
- 제작업체 - 규격화, 표준화 기준으로 활용하며 주문제작방법에서 판매방법으로 전환할 수 있도록 함.
- 시공업체 - 규격화, 표준화가 될 수 있도록 대량생산된 자재를 구입 사용.

여 백

SUMMARY

1. TITLE

A Study on Light-weighted materials development for Korea glasshouse modelling

2. OBJECTIVES

The goal of this project is to provide a more competitive edge to Korean glasshouse model by developing light-weighted steel framing members and standardization methods such as prefabrication of the wall panel and footing.

3. CONTENTS

This project is accomplished in three stages.

In the first stage, the cost effectiveness of light-weighted steel as the column and truss members of venlo-type and wide span glasshouses is investigated. The AISI Specification for Cold-Formed Steel Design is used to design the lightweight column members and two full-scale trusses with lightweight chord members were tested to investigate the ultimate load capacity. For the H-beam type greenhouse, openings are cut in the web of the H-beam to reduce the weight and the ultimate load capacity is investigated.

In the second stage, the choice of polymer concrete as an alternative to the traditional structural material for the glasshouse wall and footing such as reinforced concrete is investigated. For that purpose, material properties of polymer concrete of different mix proportions and the structural behavior of the reinforced polymer concrete beam are investigated experimentally.

In the last stage, prefabrication of wall panels and footings of the glasshouse is investigated for the purpose of consistent quality, labor savings, and ease of installation. Polymer concrete sandwich panels and footings are developed. Full-scale test specimens are made and tested to investigate their structural performances as the wall and footing system of the glasshouse.

4. CONCLUSIONS

Based on the results of this study, the following conclusions can be reached.

For the development of light-weighted steel members:

- 1) Using light-weighted steel as the chord members of the truss for the venlo-type glasshouse of 6.4m span can reduce the truss weight upto 28%.
- 2) Using light-weighted steel as the column members for the venlo-type glasshouse of 6.4m span can reduce the column weight approximately by 15% for wind velocity less than 30m/sec.
- 3) Adjacent opening at the spacing of 1.5 times the radius in the web of the H-beam does not reduce the beam strength and stiffness significantly.
- 4) Cutting openings with diameter of 70% of the beam depth at the spacing of 1.5 times the radius in the web of the H-beam can reduce the beam weight by about 12%.

For the material properties of polymer concrete:

- 1) Polymer concrete has better strength for portland cement concrete and also are available to produce structural members.

- 2) The mix proportions of polymer concrete has much influence on the material properties and following mixture is recommended.

binder	filler	aggregate		Silane
		coarse	fine	
12	11.0	27.4	50.8	0.24

- 3) The polymer concrete, in which both fine and coarse aggregates are used, shows better results in compressive strength, splitting tensile stress and elastic modulus than those of polymer concrete made in only fine aggregate.
- 4) The amount of 10%~11% binder by weight is recommended to produce better polymer concrete with better strength.
- 5) The flexural strength and splitting tensile stress of polymer concrete is 2.0~2.5 times and almost same value of portland cement concrete, respectively. However, the elastic modulus is about 50-60% of that of portland cement concrete.
- 6) The properties of polymer concrete in this research can be summarized as below.
- The ultimate compressive strain is 0.0082-0.0132 cm/cm. This value is much larger than that of portland cement concrete, 0.003
 - The elastic modulus is estimated as $E_{pc} = 11411\sqrt{f_c}$
 - The splitting tensile strength is estimated as $f_t = 0.13f_c$.
 - The flexural strength is $f_r = 5.89\sqrt{f_c}$.
- 7) More researches are needed to determine optimum mix proportions and to investigate the effect of several materials used in polymer concrete on the material properties.

for the Structural Behavior of Reinforced Polymer Concrete Beams

- 1) The strength of polymer concrete was very high, while elastic modulus was low for its strength. The ultimate moment strength of polymer concrete beams ranged from 11 MN.m³ to 23 MNm³.

- 2) The values of deflection per unit load ranged from 0.09 to 0.24 mm/kN and drastically reduced with the increase of tensile reinforcement ratio. The ductility indices ranged from 1.85 to 9.33. The ductility index decreased with the increase of tensile steel ratio.
- 3) The ultimate concrete strains on the compression face varied from 670×10^{-6} to 880×10^{-6} and the yielding steel strain ranged from 170×10^{-6} to 320×10^{-6} . The ultimate concrete strain in this test are much larger than the value of 0.003, which ACI proposed as a limiting value. The load-strain curve shows only straight proportional limit.

It is believed that the concrete strains did not reach ultimate stage because of its high strain compatibility and loading condition such as short loading span.

- 4) In all beams, the first cracks were flexural cracks in the constant moment region and usually started from the level of tensile reinforcement at midspan and angled out toward the loading points on the compression face. The specimens do not fail in a brittle manner at ultimate loads.
- 5) Further tests are needed to investigate the flexure and shear strength of the beams with various reinforcement ratios, sectional shapes, compression strengths and spans.
- 6) The shear strength decreases when a/d increases and the shear strength increases when reinforcement ratio increases for the beams with same a/d
- 7) The new equations for ultimate shear strength prediction is provided.
- 8) Shear compression failure was found in beams with a/d equal to 1.5 and shear tension failure was found in the beams with a/d larger than 2.5.
- 9) More research needs to be conducted with PC materials having high strength in order to investigate the structural behaviors of PC.
- 10) The flexural strength can be assessed as follows.

$$M_n = A_s f_y (d - a/2) = k_u f_c b a (d - a/2)$$

$$a = \beta_1 x \quad \text{where } k_u = 0.86, \beta_1 = 0.86.$$

11) Balanced reinforcement ratio is

$$\rho_b = k_u \frac{f_c}{f_y} \beta_1 \frac{0.006}{0.006 + f_y/E_s} = 0.86 \frac{f_c}{f_y} 0.86 \frac{12600}{12600 + f_y}$$

12) Minimum reinforcement ratio is

$$\rho_{\min} = 0.86 \sqrt{f_c} / f_y$$

13) The shear strength is estimated as follows.

a. $V_n = V_c + V_s$

$$V_c = (0.5 \sqrt{f_c} + 2500 \rho V_u d / M_u) b_w d \leq 0.8 \sqrt{f_c} \quad \text{약산식으로} \quad V_c = 0.7 \sqrt{f_c} b_w d$$

$$V_s = A_s f_y d / s$$

b. plasticity and truss analogy

By plasticity

$$v' / f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad : 0 < \lambda \leq k_0 / 2$$

$$v' / f_c = k_0 / 2 \quad : \lambda > k_0 / 2$$

where $v' = V / b_w d$, $\lambda = A_s f_y / b_w s f_c$ $k_0 = 0.86$.

By Truss analogy

$$\lambda_b = k_0 \epsilon_0 / (2 \epsilon_0 + |\epsilon_s|)$$

$$v' / f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{underreinforced}$$

$$v' / f_c = \frac{k_0}{2} \sin 2\alpha_u \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{overreinforced}$$

where $k_0 = 0.86$

for the Development of Precast Wall Panel and Footing for Glass House

A. Wall panel

- 1) The max. deflection and failure load is increased as the thickness of outer face is increased and the load capacity is increased as the thickness of heat insulation is increased.
- 2) The unreinforced specimens behave elastically and finally failed in brittle manner and the reinforced specimens also behave in brittle manner although the max. load is increased.
- 3) The max load is ranged from 0.5t to 1.6t.
- 4) To prevent failures in brittle manner, the reinforcement for sandwich panels was required more than min. reinforcement.
- 5) The insulation effect of newly developed panel was much better than that of existing concrete wall.

B. Precast polymer concrete footing

- 1) Socket type footing shows good results of bending and punching shear behavior.
- 2) As shown in the load-deflection curve, the deflections are linearly increased as the applied load is increased. The actual axial load resisted by footing is 2.5t which is 1/10 times failure load of 25t.
- 3) The compressive strain at max. load is 0.006 cm/cm and the compressive strain reach to maximum strain at the max. load linearly. The behavior of test specimens is good enough to apply to the footing whose design is governed by axial load.
- 4) The crack is initiated at interface of upper plate and lower plate and propagates to top of footing and finally fails. More reinforcement is required in the connecting plate.
- 5) The response of punching shear test shows ductile manner.
- 6) From the test results, precast polymer concrete panel and footing can be available to glass house.

CONTENTS

Chapter 1	Introduction	23
	section1 The goal and scope of investigation	25
Chapter 2	The development of light-weighted structural members	37
	section1 The goal and a background of investigation	39
	section2 Design of light-weighted steel structure	39
	section3 Light-weighted structural design for venlo type glasshouse	42
	section4 Light-weighted structural design for widespan type glasshouse	58
	section5 Structural design for H-beam type glasshouse	62
Chapter3	Development for the material properties of polymer concrete	83
	section1 introduction	85
	section2 Investigation of the existing theory for polymer concrete	89
	section3 Testing plan for polymer concrete	109
	section4 The structural properties for polymer concrete ..	116
	section5 The structural behavior of reinforced polymer concrete beams	131

Chapter4	Development of the precast footing	165
	section1 introduction	167
	section2 Experinmental study for the development of precast wall panel	171
	section3 Development of the precast footing	217
Chapter5	A plan for supply and practical usage	233
	section1 The goal and background of investication	235
	section2 Fabricating of steel structure members	235
	section3 Fabricating of precast footings	245
Chapter6	A proposal for the practical usage	255

목 차

제 1 장 서 론	23
제1절 연구개발의 목적과 범위	25
제 2 장 상부구조의 경량화	37
제1절 연구의 배경 및 목적	39
제2절 경량철골의 설계	39
제3절 벤로형 유리온실	42
제4절 외이드 스펀형 유리온실	58
제5절 H형강 온실	62
제 3 장 폴리머복합재의 성능연구	83
제1절 서설	85
제2절 기존 폴리머 콘크리트에 관한 연구	89
제3절 폴리머 콘크리트에 대한 실험 계획	109
제4절 폴리머 콘크리트의 역학적 성질	116
제5절 폴리머 콘크리트 휨 부재의 구조적 거동	131

제 4 장 프리캐스트 기초개발	165
------------------------	-----

제1절 서설	167
--------------	-----

제2절 프리캐스트 기초옆판 개발을 위한 실험적 연구	171
------------------------------------	-----

제3절 프리캐스트 기초판	217
---------------------	-----

제4절 결론	230
--------------	-----

제 5 장 실용화 보급방안	233
----------------------	-----

제1절 연구배경 및 목적	235
---------------------	-----

제2절 상부구조의 제작	235
--------------------	-----

제3절 프리캐스트 기초의 제작	245
------------------------	-----

제 6 장 활용에 대한 건의	255
-----------------------	-----

부 록

1. 조립식 기초 현장적용 능력 시험 사진철	271
--------------------------------	-----

2. 한국형 경량화 유리온실 설계도	273
---------------------------	-----

○ 와이드스판형 유리온실	275
---------------------	-----

○ 벤로형 유리온실	300
------------------	-----

제1장 서 론

제1절 연구개발의 목적과 범위

여 백

제 1 장 서론

제 1 절 연구개발의 목적과 범위

1. 연구개발의 목적과 중요성

우리나라의 시설원예재배면적은 '97년말 현재 47,246ha로서 일본에 이어 세계에서 2번째로 많은 재배면적을 갖고 있다. 1991년부터 UR타결에 따라 농산물개방을 대비하여 정부에서 농어민소득증대 및 경쟁력 강화를 위하여 2004년까지 시설채소 530지구, 시설화훼 210지구에 8,110억원을 투자하여 1,150ha의 유리온실을 보급할 계획이다.

우리나라에 상업적 경영규모를 갖는 유리온실이 건설되기 시작한 것은 '91년부터 시작한 성장작목 종합시범단지 조성사업으로 우리나라의 시설원예를 현대화, 기업화된 산업으로 발전시키는 역할을 하였다.

'97년말 현재 우리나라 유리온실 보급면적은 307ha로서 그중 정부지원사업에 의하여 조성된 유리온실 면적은 288ha이며, 파이프비닐온실면적은 1,370ha에 불과하다. 앞으로도 5년 이내에 정부지원에 의하여 860여ha의 유리온실을 조성하여야 한다.

표1.1 품목별, 시설별 시설원예 재배현황

단위 : ha

구분	계		유리온실		경질판온실		파이프비닐온실	
	정부지원	기타	정부지원	기타	정부지원	기타	정부지원	기타
시설채소	1,318	42,616	156	9	51	3	1,111	42,604
화 훼	383	2,947	132	10	2	9	249	2,928
계	1,701	45,563	288	19	53	12	1,360	45,532
	47,264		307		65		46,892	

1991년부터 1993년까지 22.7ha의 생산전용 온실이 건축되었으나 90%이상이 네덜란드와 일본에서 도입된 온실이었으며 기초와 구조재까지도 수입하여 사용하였다. 이기간은 네덜란드의 벤로형과 미국 및 일본의 와이드스판형 유리온실이 국내에 보급되어 우리나라의 환경에 시험, 적용되는 기간이었다. 또한 이 기간은 온실산업에 대한 기반이 전무하였고 기술축적이 안된 상태여서 검증되지 않은 외국의 온실모델과 수입자재에 의존하였으며 설계기준도 「건축물의 구조기준에 관한 규칙」을 적용하였던 시기였다.

표 1.2 정부지원 사업별 유리온실 보급현황

사업별	사업년도	지구수	사업비	유리온실면적	
				평	ha
성장작목조합시범단지조성사업	'91 - '93	20	13,642	26,856	8.9
시설원예시범단지조성사업	'92 - '93	12	12,530	31,800	10.6
시설채소·화훼생산유통지원사업	'94 - '96	153	227,258	570,147	190.0
시설채소·화훼생산유통지원사업	'97 - '98	45	74,206	180,770	60.3
기 타	'91 - '96	-	-	55,108	18.4
계					288.2

나. 원예시설의 설계기준 현황

1) 외국의 구조설계기준 현황

가) 일본

1973년 8월 일본시설원예협회 주관으로 「원예용 하우스 및 유리온실의 적정구조에 관한 조사연구」 사업을 기초로 1974. 4 「원예용 시설안전구조기준(안)」을 결정하고 1976 원예용 시설안전 구조기준(잠정기준)으로 제정하고 1977년의 보정, 1981년에 개정하여 시설원예 시설의 구조설계기준으로 활용하고 있다.

나) 미국

1968년 11월 미국온실협회(NGMA)는 협회구조기준을 최초로 채택하고 1975년 11월 개정기준을 「건축물과 기타 구조물의 최소설계하중에 대한 건축물 필요조건」인 ANSI A 58.1에 수용되도록 미국 표준화연구소(ANSI)에 제출 후 1979년 11월 ANSI A58.1의 기준과 부록에 채택되어 온실구조 및 그 구성부재의 설계에 필요한 하중기준으로 제공되고 있다.

다) 네델란드

수년간의 태풍재해로 인한 손실과 주거용이나 업무용 건물의 설계기준을 적용함에 따른 과다구조설계를 방지하고 경제적인 구조설계가 되도록 하고 작물재배농민, 온실시공업체, 자재제조업체, 제정부담자, 보험회사 등이 상호 협조하여 이용하도록 1978년 NEN 3859 「Greenhouse structural Requirement」 기준을 제정하였으며 1990년과 1993년 개정하였고 1985년에는 이 기준의 해설서인 NPR 3860 Greenhouse, Recommendations for and examples of constructional performance based on NEN 3859를 보급하였다.

마) 유럽공동체

유럽연합 표준위원회에서는 유럽연합 국가의 상업용 온실에 적용할 예정인 EN XXXXX-1 「Greenhouses : Design and Construction, Part 1: Commercial Production green houses」 을 1996. 7 제정하여 두고 있다.

2) 우리나라의 구조설계기준 현황

가) 원예시설의 구조안전기준 연구

1991년부터 성장작목 종합시범단지 조성사업으로 원예시설은 규모가 대형화되고 있었으나 시설의 대형화에 대응할 수 있는 구조의 안전성 확보, 시설의 능률적인 운영을 위한 생력화 및 자동화기술, 환경제어기술, 시설의 집단화·단지화에 따른 배치방법, 관리방법 등에 따른 문제점이 도출되고 있었고 구조설계나 시공기술이 확립되지 못하였다. 시설원예재배는 제한된 공간내에서 작물재배가 이루어지므로 이의 성패를 좌우하는 요인은 경제적인 구조설계, 적정 내부환경의 유지, 적합한 작물선정 및 재배기술의 개발이라 할 수 있다. 이중 파이프비닐온실이나 유리온실 등 원예시설 구조는 강풍이나

적설 등으로 인한 구조의 파손방지나 환경조절 및 자동화 설비에 직접적인 영향을 주는 주요한 원인이 된다.

1993년 농어촌진흥공사와 경북대학교 농업과학기술연구소는 한국형 표준온실모델 개발, 자재의 국산화 및 규격화에 필요한 구조기준 제정을 위한 공동연구를 시작하여 1995년에 완료하였다. 여기에서는 원예시설 구조 설계용 설계하중의 정의, 구조해석, 자재, 시공, 유지관리 내용이 포함되어 있다.

나) 온실 구조설계 기준 제정

「원예시설의 구조안전기준 작성을 위한 연구」 내용을 바탕으로 대형화된 유리온실을 보급하면서 야기되었던 문제점등을 학문적·기술적으로 검토하여 작물학적 시각으로 접근하였던 원예시설을 건축학적, 농공학적 관점에서 우리나라 환경에 적합한 안전성, 경제성을 고려하여 온실구조설계기준을 설정하고 관련부재의 규격화를 통한 국산화를 앞당기므로써 농가에는 안전하고 저렴하며 우리나라 재배환경에 적합한 온실설계기준 및 부재규격화(안)을 작성하였다. '94. 12. 30 원예시설 관련기관, 학계, 업계, 농민 등 관련 전문가들이 모인 공청회에서 구조설계기준 및 부재규격화(안)에 대한 토의, 의견수렴 및 미비점을 도출하고 '95. 1. 17 기술심의 소위원회, '95. 3. 8 2차 공청회를 거쳐 '95. 3. 30 온실구조설계 기준이 제정되었으며 부재규격화는 안(案)으로 하여 잠정 시행키로 하였다

여기에 수록된 주요내용은 다음과 같다.

- 적용 범위 및 용어의 정의
- 입지선정 조건
- 구조설계시 적용해야 할 우리나라의 지역별 적설 깊이와 설계풍속은 원예시설의 재현기간으로 제시
- 풍속의 크기와 연동수에 따른 표준규격 제시

그러나 이 기준은 원예시설에 필요한 하중에 관한 사항을 중심으로 작성되었고 세부설계기준은 「건축물의 구조기준에 관한 규칙」과 강구조계산규준에 따르는 것으로 유리온실 상부구조의 경량화를 추진하는데 매우 미흡한 규정이었다.

다) 유리온실 모델개발 현황

1) 농가보급형 유리온실

농산물의 UR협상이 타결됨에 따라 우리 농산물도 국제화에 대비하기 위해서는 시설현대화가 시급한 실정에 있었다.

1991년부터 시작한 성장작목종합시범단지조성사업에 의하여 보급된 생산시설은 현대화 되고 대형화하며 집단화하여 단지화 추세로 추진되고 있으나 이들 현대화 시설은 외국의 형태와 자재를 그대로 도입한 경우가 많았다. 1991년 1월 농촌진흥청과 원예시험장에서는 시설원예를 전문으로 하는 대학교수, 온실시공업체, 농촌진흥청 및 산하연구기관의 연구관 등 37명으로 구성된 시설원예 종합연구단을 구성하였고 1992. 12 한국형 유리온실에 대한 기본계획을 수립하고 1993년 11월과 12월 2차례의 협의와 검토를 거쳐 1994년 보급하였다.

표 1.3 농가보급형 유리온실 규격

구분	규격	설계면적 (평)	설치비용 (천원/평)	기본시설	부대시설
단동형 (3-1형)	폭 높이 길이 ○ 9.0×5.3×46.5m ○ 9.0×5.3×93.0m	127 254	563 547	○알미늄 유리피복 철재빔 ○천창, 측창 개폐장치 ○천정, 측면 커튼장치 ○온수난방, 강제환기 시설	○관수 및 방제시설 ○CO ₂ 발생기, 순환팬 ○내피복, 자동개폐장치 ○보광시설, 냉방, 운반장치등
2연동형 (3-2형)	○ 9.0×5.3×46.5m×2동 ○ 9.0×5.3×93.0m×2동	254 508	480 434	" ○ 복합환경제어장치	"
3연동형 (3-3형)	○ 9.0×5.3×46.5m×3동 ○ 9.0×5.3×93.0m×3동	381 762	439 398	" ○ 복합환경제어장치	"
4연동형 (3-4형)	○ 9.0×5.3×46.5m×4동 ○ 9.0×5.3×93.0m×4동	587 1,014	414 383	" ○ 복합환경제어장치	"
5연동형 (3-5형)	○ 9.0×5.3×46.5m×5동 ○ 9.0×5.3×93.0m×5동	634 1,268	391 353	" ○ 복합환경제어장치	"

그러나 농가보급형 유리온실의 기본모델은 일본의 와이드스판형을 기본으로 하여 온실의 높이를 제외하고는 폭, 사용자재, 환경조절방법이 모두 같았다. 구조재 역시 용접경량 H형강의 규격(H-150×75×3.2×4.5)과 접합방법을 그대로 사용하고 있다. 구조설계도 설계하중 산정, 하중조합에 따른 구조 해석, 구조설계 보다는 부재의 단면허용 응력과 최대응력을 비교하는 것으로 안전성을 검토하였다.

설계 예> 기둥 및 서까래 단면설계

H-150×75×3.2×4.5 (Z=57.6cm³, A=11.26cm²)사용

자 중 부 분 : $M_{\max} = -15725(\text{kg} \cdot \text{cm})$

설하중 부 분 : $M_{\max} = -779.1wh(\text{kg} \cdot \text{cm})$

$$\begin{aligned}\sigma_w &= \frac{\text{자중부분 } M_{\max} + \text{설하중부분 } M_{\max}}{\text{단면계수}(Z)} \\ &= \frac{15728 + 779.1wh}{57.6} < 1600 \text{에서, } h < 98.1\end{aligned}$$

설하중부분의 최대응력과 허용응력을 비교한 결과 최대로 허용할 수 있는 적설심(h)은 98cm로 계산된다.

설계 예> 사-보

L-65×65×6 (Z=6.27, A=7.527) 사용

자 중 부 분 : $M_{\max} = 755(\text{kg} \cdot \text{cm})$

설하중 부 분 : $M_{\max} = 0wh(\text{kg} \cdot \text{cm})$

$$\begin{aligned}\sigma_w &= \frac{\text{자중부분 } M_{\max} + \text{설하중부분 } M_{\max}}{\text{단면계수}(Z)} \\ &= \frac{775}{Z} < 1600 \text{에서, } Z = 0.484 \ll 6.27\end{aligned}$$

사-보 단면설계도의 경우 단면계수가 0.484로 6.27보다 충분히 작은 값으로 과잉부재의 사용이라 할 수 있다

풍하중부분 : $M_{max} = 0(\text{kg} \cdot \text{cm})$

$$\sigma_{max} = \frac{\text{자중부분 } M_{max}}{\text{단면계수 } Z} + \frac{\text{하중 } P}{\text{단면적 } A}$$

$$= \frac{775}{6.27} + \frac{181+146}{7.527} = 167 < 1600 \text{ 에서}$$

s-보는 최대 응력값의 산출비교에서 설하중보다 풍하중의 영향을 더 받는다고 할 수 있다.

2) 한국형 유리온실 표준설계도

WTO체제 출범에 따르는 국내 건설시장 개방과 함께 유리온실 분야의 개방이 불가피한 상황에서 기초적 발전단계에 있는 국내 유리온실 산업분야의 경쟁력을 강화시키기 위하여 유리온실 자재의 국산화, 규격화를 촉진하고 시공의 표준화를 통한 유리온실의 품질향상을 위하여 한국형유리온실 표준설계도서를 작성하였다.

이 표준설계도중 와이드스판형 온실은 농촌진흥청의 농가 보급형 유리온실을 기본모델로 하여 구조의 경량화를 도모하고 첨단자동화 시스템을 보장하였으며 벤로형 온실은 우리나라 기후조건에 맞도록 보완하였고 에너지 절약형은 여름철 고온기에 별도의 설비없이 재배가 가능하도록 개발되었다.

표1.4 한국형 유리온실 표준설계도의 종류

구분	지붕모듈 (지붕폭)× (기둥간격)	폭		길이		적용규모범위 m'(평)	비고
		최소폭	최대폭	최소 길이	최대 길이		
가	I	9.0×4.0	36.0	99.0	60.0	100.0	와이드 스판형
	II	12.8×4.0	38.4	102.4	60.0	100.0	
나	I	6.4×4.0	32.0	96.0	60.0	100.0	벤로형
	II	9.6×4.0	38.4	96.0	60.0	100.0	
다		15.0×1.2	15.0	15.0	48.0	96.0	에너지절약형

- 최고높이 : 가형 - 7.4m, 나형 - 4.95m, 다형 - 6.3m
- 처마높이 : 가형 - 4.3m, 나형 - 4.3m, 다형 - 4.3m

1996년 11월 한국형 유리온실의 기본설계를 완료하고 농림부, 농촌진흥청 등과 기본설계 검토 및 협의를 거쳐 1996년 12월 건설교통부에 표준설계도서 인정신청을 하였다. 1997년 3월과 6월 중앙건설기술심의위원회의 2차례의 기본설계 심의와 1997년 10월 실시설계 심의를 거쳐 1997년 12. 23 건설교통부 공고 제1997-451호로 한국형유리온실표준설계도서가 인정·공고되었다.

그러나 구조설계기준에 대한 의견차이로 건축물의 구조기준등에 관한 규칙 제12조 4항 4호의 별표20 규정에 따른 지역별 기본풍속중 등급 1 내륙지역에서 설계풍속 35m/sec를 기준하여 설계한 표준설계도서에 한하고 내륙지역에 한하여 사용하도록 인정·공고되었다.

표1.5 지역별 기본풍속(제13조 제4항 제4호와 관련)

등급		지역구분	설계기본풍속	노풍도
I	내륙	서울, 수원, 서산, 대전, 춘천, 청주, 추풍령, 이리, 전주, 광주, 진주, 대구	35m/sec	B (다만, 대도시의 고층시가지 중심부에서는 A)
II	해안(1)	인천, 군산, 충무, 부산, 울산	40m/sec	C
III	해안(2)	속초, 강릉, 포항, 목포, 여수, 제주, 서귀포	45m/sec	C
IV	섬	울릉도	50m/sec	C

원예시설의 특성은 높이가 낮고(low-rise) 규모가 매우 큰 특성을 갖는 식물 관련 건축물로서 건축물의 내용년수 50년, 재현기대치를 100년으로 산정한 하중 값을 적용하는 일반 건축물과 달리 재현기간 20년, 높이 6m이하인 유리온실에 건축물의 구조기준에 관한 규칙의 하중조건을 적용할 경우에는 부재단면치수가 너무 커져 햇빛량 투과에 막대한 지장을 초래하게 된다.

따라서 한국형유리온실 기본설계시 구조설계는 지역별 관측자료를 환산기본풍속으로 산정하여 적용하였으나 심의과정에서 우리나라 기준에는 아직 환산적용하는 규정이 반영되지 않았다하여 「건축물의 구조기준에 관한 규칙」에 따르도록 보완 요구되었고 그에 따라 각종강관 및 경량형강 부재단면에 대하여 폭-두께비가 현행 강구조설계기준 및 강관구조설계기준에 부합되도록 상향조절 되었다.

라) 시공현황

1) 기초

일반적으로 조적조 구조에서는 줄기초(연속기초)를, 가구식 구조와 일체식(라멘)구조에서는 독립기초의 형식을 취하는 것이 경제적인 구조설계방법이다. 유리온실의 구조 형식은 철골구조로 가구식 구조에 해당되므로 모든 하중이 기둥에 전달되어 기초를 통하여 지반에 전달되는 것이다.

농가보급형 유리온실의 경우 기둥1개당 축압력(N)이 2.4TON으로 줄기초 형식을 채택하는 것이 표1.6과 같이 비경제적인 것으로 나타나고 있다.

표1.6 기초형식에 따른 공사비 비교표

(농가보급형 유리온실 379평형)

구분	줄기초	독립기초	비고
콘크리트(m ³)	98.02	27.23	3.6:1
콘크리트 공사비	4,999,000원	1,388,800원	
거푸집량(m ³)	520.2	299.2	1.7:1
거푸집공사비	5,136,900	2,954,600	
총공사비	10,135,900	4,343,400	2.3:1
평당공사비	26,743원	11,460원	차액 15,283원/평

그러나 독립기초 형식도, 작은량의 콘크리트를 넓게 분산되어 있는 기둥 위치에 타설하여야 하므로 전체 유리온실 공사기간의 25~30%를 차지하게 되고 품질관리에도 어려움이 많다.

2) 상부구조

우리나라에서의 유리온실의 주재배 목적이 겨울철 재배인 점을 고려하면 온실건축 시 햇빛량을 최대한 받아들일 수 있도록 구조설계가 되어야 한다. 농가보급형 유리온실과 같이 기둥과 트러스부재로 H형강을 사용할 경우에 시공성은 좋을지 모르지만 작물 생육환경 측면에서는 그늘진 부분이 많이 발생하게 되고 표1.7에서와 같이 설계풍속의 크기별, 연동별 부재규격이 각기 달라 규격화와 대량생산 공급에 부적합한 것으로 판단된다.

표1.7 설계풍속별, 연동수별 주요부재 규격

연동 수별	하중조건	풍속 30m/sec	풍속 35m/sec	풍속 45m/sec	풍속 50m/sec
	부재별				
5연동 이상	외부기둥	H-150×75×32×45	H-150×75×32×60	H-150×75×5×7 (H-150×100×32×45)	H-150×100×32×60
	내부기둥	H-150×75×32×45	H-150×75×32×60	"	"
	트러스	H-150×75×32×45	H-150×75×32×60	"	"
3-4연동	외부기둥	H-150×75×32×60	H-150×75×32×60	H-200×100×32×45	H-200×150×45×60
	내부기둥	H-150×75×32×60	H-150×75×32×60	"	"
	트러스	H-150×75×32×60	H-150×75×32×60	"	"
1-2연동	외부기둥	H-200×100×32×60	H-200×100×32×60	H-250×150×45×9.0	H-250×150×45×9.0
	내부기둥	H-200×100×32×60	H-200×100×32×60	"	"
	트러스	H-200×100×32×60	H-200×100×32×60	"	"

기둥과 트러스 부재를 H형강에서 각형 강관을 이용한 래티스 트러스로 변경하면 골조율을 22%에서 19%로 경감시켜 햇빛량 투과를 3%이상 증가시킬 수 있으며 강재중량도 평당 3.3kg씩 줄일 수 있게 된다.

2. 연구개발의 범위

생산전용온실의 경우 구조적 경량화와 안전성 확보, 재배환경의 적절한 조절, 에너지 절감, 시공성이 좋아야 한다. 우리나라의 생산온실이 좋은 재배환경을 갖추고 국외로 수출할 수 있도록 하기 위하여 많은 부분이 개선되어야 하지만 본 연구에서는 구조적 측면에서 다음과 같이 연구범위를 설정하였다.

- 가. 온실재배환경을 개선하여 구조적 안전성을 확보할 수 있는 상부의 경량화
- 나. 온실 건축시 공사기간이 많이 소요되는 기초부분을 기성품의 PC(Precast concrete)로 제작, 실용화 방안
- 다. 표준규격의 지역적용

여 백

제 2 장 상부구조의 경량화

제1절 연구의 배경 및 목적

제2절 경량철골의 설계

제3절 벤로형 유리온실

제4절 외이드 스펠형 유리온실

제5절 H형강 온실

여 백

제 2 장 상부구조의 경량화

제1절 연구의 배경 및 목적

우리나라 유리온실의 경우 구조부재의 표준화 및 규격화를 통해 한국형 유리온실로서 표준설계도가 개발되어 보급되고 있다. 그러나 아직도 외국의 유리온실에 비해 상부구조 부재의 경우 많은 강재량이 요구되며 이는 재료비 뿐 아니라 시공적으로도 비용증가의 요인이 되고 있어 경량화가 필요한 상황에 있다. 본 연구에서는 국내의 유리온실(벤로형, 와이드스팬형, 및 H형강 온실)의 구조설계의 방법 및 그 배경 등을 검토하여 보다 합리적인 설계를 통한 부재의 경량화 방안을 강구하며 국내생산 자재를 사용한 구조 부재에 대한 강도실험을 통해 국산 자재의 품질 및 신뢰성을 확보하는데 연구의 목적이 있다.

제2절 경량철골의 설계

동일한 단면적을 사용하면서 단면의 효율성을 높이기 위해서는 단면의 두께를 줄이면서 대신 부재의 크기를 키우는 것이 가장 효과적인 방법이다. 경량철골이란 단면의 효율성을 높이기 위해 일반 압연형강에 비해 두께가 매우 얇은 단면을 사용하는 부재를 말한다. 이러한 경량철골은 구조부재로서 매우 경제적이거나 그림 2.1과 같이 부재가 압축력을 받을 경우 부재가 전체로서 좌굴하기 전에 부재를 구성하는 판요소가 부분적으로 좌굴함으로써 내력저하를 초래할 수 있다. 이러한 현상을 국부좌굴이라하며 경량철골의 설계에는 이러한 국부좌굴에 대한 고려가 이루어 져야한다.

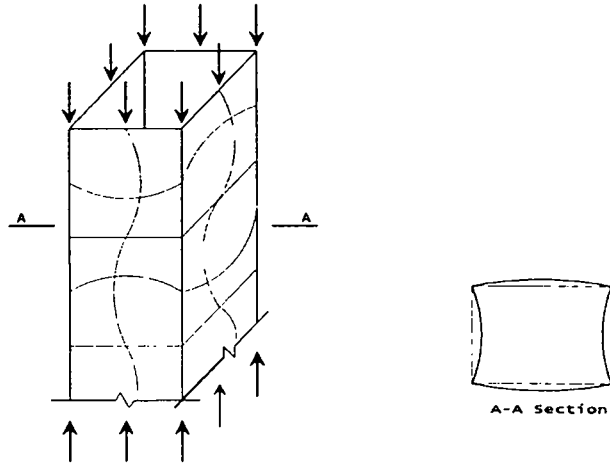


그림 2.1 국부 좌굴

그림 2.2는 판요소가 압축력에 의해 최대내력에 도달했을 때의 판요소가 받는 압축응력의 분포를 나타낸 것으로 판요소가 좌굴하게 되면 판요소의 가운데 부분은 더 이상의 응력증가를 받을 수 없으나 지지점 부근에서는 계속하여 압축력을 받을 수 있음을 보여주고 있다. 이러한 판요소의 최대 압축내력은 작용응력을 전부 더하면 되나 이는 매우 번거로우므로 그림 2.2와 같은 유효폭 개념을 사용하여 구한다. 유효폭 개념이란 전단면에 걸친 실제의 응력분포를 사용하지 않고 단면의 일정 폭만이 유효하며 이 유효폭 내에서는 일정한 최대응력을 받을 수 있는 것으로 가정하는 설계법이다.

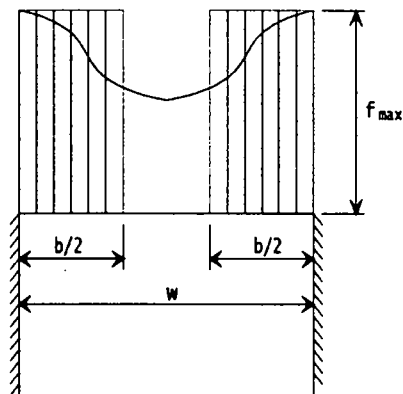


그림 2.2 판요소의 유효폭

강구조 계산규준에서는 단면을 구성하는 판요소의 폭-두께비의 값이 $74\sqrt{F_y}$ 를 넘지 않도록 제한하고 있으며 이는 단면의 국부좌굴이 발생하지 않는다는 것을 의미한다. 따라서 경량철골은 강구조 계산규준으로 설계할 수 없다. 현재 경량철골의 설계에는 미국의 AISI Specification과 일본의 경강구조 설계시공지침 등이 사용될 수 있다. 또한 최근에는 대한건축학회에서 냉성형강구조 설계기준을 제정하여 심의 중에 있으며 이 기준은 AISI Specification와 거의 같은 결과를 준다. 유리온실의 기둥부재의 경량화를 위해서는 강구조 계산규준의 폭-두께비 제한 값을 초과하는 단면의 사용이 필요하므로 본 연구에서는 냉성형강구조 설계기준을 이용하여 기둥부재의 구조안전성을 검토한다.

냉성형강구조 설계기준에서는 판요소의 국부좌굴에 대해 위에서 설명한 유효폭의 개념을 적용하여 유효단면을 구한 후 이 유효단면을 사용하여 부재의 내력을 설계한다. 이 설계기준에서는 압축응력을 받는 판요소의 유효폭을 산정하기 위해 다음과 같은 식을 사용한다.

$$\begin{aligned} \lambda \leq 0.673 \text{인 경우} & \quad b = w \\ \lambda > 0.673 \text{인 경우} & \quad b = \rho w \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \text{여기서 } \rho &= (1 - 0.22/\lambda)/\lambda \\ w &= \text{판요소의 폭} \\ b &= \text{판요소의 유효폭} \end{aligned}$$

λ 는 판요소의 세장비를 나타내는 계수로서 다음과 같이 구한다.

$$\lambda = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}}$$

여기서 k = 판요소의 좌굴계수

t = 판요소의 두께

f = 판요소에 작용하는 압축응력

E = 판요소의 탄성계수

이와 같은 방법으로 부재의 단면을 구성하는 판요소의 유효폭을 구한 후 유효폭 부분만을 사용하여 부재의 유효단면적 및 유효단면2차모멘트를 결정한다. 이렇게 구한 유효단면적 및 유효단면2차모멘트를 사용하여 부재를 설계하는 방법은 강구조계산규준과 거의 동일하다.

제3절 베로형 유리온실

1. 기둥부재의 경량화

현재 온실구조의 표준설계에서 설계기본풍속이 35m/sec를 초과하지 않는 지역의 스펠이 6.4m이며 5연동 이상인 베로형 유리온실의 내부 및 외부기둥으로 \square -100x50x3.2의 부재가 사용되고 있다. 실제로 강구조계산규준(대한건축학회 1982)에 따라 설계하면 설계기본풍속이 30m/sec 이하인 경우는 \square -100x50X2.0의 단면으로도 안전하며 35m/sec 이하의 경우에는 \square -100x50x2.5의 단면이면 가능한 것으로 나타난다. 다만 \square -100x50X2.0의 경우 강구조계산규준의 폭-두께비 제한값 $74/\sqrt{F_y}$ (F_y 의 값이 2.4 t/m²일 경우 47.76)을 초과하며 \square -100x50X2.5의 경우 제한값은 넘지 않으나 기존에 사용되어오던 형강들에 비해 높은 폭-두께비를 가지고 있다. 그러나 이러한 경량단면에 관한 설계규준이 국내에 없으며 경량단면의 거동에 대한 이해부족으로 인해 안전측의 설계를 위해 \square -100x50x3.2의 부재를 사용하게 되었다. 그러나 외국의 경우 이처럼 폭-두께비가 큰 경량단면에 대한 연구가 많이 진행되었으며 이를 근거로 한 설계규준이 마련되어 있으므로 경량단면이 널리 사용되고 있다. 또한 최근 국내에서도 외국의 규준들을 근거로 하여 경량단면에 대한 설계규준인 냉성형강구조의 설계기준(안)이 제안되었다. 따라서 본 연구에서는 냉성형강구조의 설계기준(안)을 사용하여 기둥부재를 설계하여 경량단면의 적용가능성을 검토함으로써 베로형 유리온실의 기둥부재의 경량화를 도모하려한다.

가. 기둥부재의 설계

설계는 풍속이 30m/sec 이하인 경우와 35m/sec 이하의 경우에 대해 행한다. 여기서 온실은 5연동이며 6.4m 스패의 온실을 대상으로 하며 내부기둥에 관해 설계한다. 내부기둥에 작용하는 최대 하중(축력 및 모멘트)은 온실의 고정하중과 작물하중 그리고 이동장비하중과 풍하중이 동시에 가해질 때 발생한다. 본 검토에서 사용하는 작용 축력과 모멘트의 값 그리고 유효좌굴길이 등은 각각의 경우에 해당하는 온실의 구조계산서에서 구한 값을 사용한다.

나. 풍속 30m/sec 이하의 경우

구조계산서로 부터 기둥에 작용하는 축력과 모멘트는 그리고 유효좌굴길이는 각각 다음과 같다.

축력: $P = 0.99 t$

모멘트 : $M = 14.99 t.cm$

유효좌굴길이 $KL = 690 cm$

1) □-100 x 50 x 2.0을 사용한 검토

□-100 x 50 x 2.0의 단면성능

$A = 5.84 cm, I = 77.52 cm, Z = 15.5 cm, i = 3.64 cm$

허용압축강도

좌굴응력의 계산

$KL/i = 690/3.64 = 189.56$
 $F_e = \pi^2 E / (KL/i)^2 = \pi^2 (2100) / (189.56)^2 = 0.57 t/cm^2$

유효단면의 계산

$w = 100 - 4.0 = 96 mm$
 $\lambda = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1.052}{\sqrt{4}} \left(\frac{96}{2} \right) \sqrt{\frac{0.57}{2100}} = 0.416 < 0.673$

그러므로 축력에 대해 전단면이 유효함

$$A_e = A_n = 5.84 \text{ cm}^2$$

허용압축강도의 계산

$$F_e \leq \frac{F_y}{2}$$

$$Q_c = 1.92$$

$$P_n = F_e A_e = 3.33 t$$

$$P_a = P_n / Q_c = 1.73 t$$

허용 휨강도

압축플랜지의 유효폭 검토

$$w = 50 - 4.0 = 46 \text{ mm}$$

$$\lambda = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1.052}{\sqrt{4}} \left(\frac{46}{2} \right) \sqrt{\frac{2.4}{2100}} = 0.409 < 0.673$$

그러므로 플랜지 전단면이 유효

웨브의 유효폭 검토

$$\Psi = f_2 / f_1 = 1.0$$

$$k = 4 + 2(1 - \Psi)^3 + 2(1 - \Psi) = 24$$

$$\lambda = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1.052}{\sqrt{24}} \left(\frac{96}{2} \right) \sqrt{\frac{2.4}{2100}} = 0.348 < 0.673$$

그러므로 웨브 전단면이 유효

허용휨모멘트의 계산

$$M_n = F_y Z = 2.4(15.5) = 37.2 t \cdot \text{cm}$$

$$M_a = M_n / Q_f = 37.2 / 1.67 = 22.28 t \cdot \text{cm}$$

하중의 조합

$$\frac{P}{P_a} = \frac{0.99}{1.73} = 0.57 > 0.15$$

$$P_{\sigma} = F_e A_n = 3.33t$$

$$C_m = 0.85$$

$$a = 1 - \frac{Q_c P}{P_{\sigma}} = 0.429$$

$$\frac{P}{P_a} + \frac{C_m M}{a M_a} = 1.9 > 1.33 (\text{단기하중}) \quad N.G$$

조합용력이 허용용력을 초과하므로 단면이 부족함

2) □-100 x 50 x 2.5을 사용한 검토

□-100 x 50 x 2.5의 단면성능

$$A = 7.25 \text{ cm}, \quad I = 95.15 \text{ cm}^4, \quad Z = 19.03 \text{ cm}, \quad i = 3.62 \text{ cm}$$

좌굴용력의 계산

$$KL/i = 690/3.62 = 191$$

$$F_e = \pi^2 E / (KL/i)^2 = 0.57 \text{ t/cm}^2$$

□-100 x 50 x 2.0의 경우보다 폭-두께비는 작고 단면적은 크므로 축력에 대해 전단면이 유효함

$$A_e = A_n = 7.25 \text{ cm}^2$$

허용압축강도의 계산

$$F_e \leq \frac{F_y}{2}$$

$$Q_c = 1.92$$

$$P_n = F_e A_e = 4.11 \text{ t}$$

$$P_a = P_n / Q_c = 2.14 \text{ t}$$

허용 휨강도

압축플랜지의 및 웨브 전단면이 유효함

허용휨모멘트의 계산

$$M_n = F_y Z = 2.4(19.03) = 45.67 t \cdot cm$$
$$M_a = M_n / \Omega_f = 45.67 / 1.67 = 27.34 t \cdot cm$$

하중의 조합

$$\frac{P}{P_a} = \frac{0.99}{2.14} = 0.46 > 0.15$$
$$P_{\sigma} = F_e A_n = 4.11 t$$
$$C_m = 0.85$$
$$a = 1 - \frac{\Omega_c P}{P_{\sigma}} = 0.54$$
$$\frac{P}{P_a} + \frac{C_m M}{a M_a} = 1.32 < 1.33 (\text{단기하중}) \quad O.K$$

다. 풍속 35m/sec 이하의 경우

구조계산서로 부터 기둥에 작용하는 축력과 모멘트는 그리고 유효좌굴길이는 각각 다음과 같다.

축력: $P = 0.94 t$

모멘트 : $M = 20.09 t \cdot cm$

유효좌굴길이 $KL = 690 cm$

□-100 x 50 x 2.5을 사용하여 검토한 결과 단면이 부족한 것으로 나타났으며 □-100 x 50 x 3.2을 사용하여 검토한 결과는 다음과 같다.

□-100 x 50 x 3.2의 단면성능

$A = 8.927 cm$, $I = 112.0 cm$, $Z = 22.5 cm$, $i = 3.55 cm$

좌굴응력의 계산

$$KL/i = 690/3.55 = 194.4$$
$$F_e = \pi^2 E / (KL/i)^2 = 0.55 t/cm^2$$

축력에 대해 전단면이 유효하므로

$$A_e = A_n = 7.25 cm^2$$

허용압축강도의 계산

$$F_e \leq \frac{F_y}{2}$$
$$\Omega_c = 1.92$$
$$P_n = F_e A_e = 4.89 t$$
$$P_a = P_n / \Omega_c = 2.55 t$$

허용 휨강도

압축플랜지의 및 웨브 전단면이 유효함

허용휨모멘트의 계산

$$M_n = F_y Z = 2.4(22.5) = 54 t \cdot cm$$
$$M_a = M_n / \Omega_f = 45.67 / 1.67 = 32.3 t \cdot cm$$

하중의 조합

$$\frac{P}{P_a} = \frac{0.94}{2.55} = 0.369 > 0.15$$
$$P_{cr} = F_e A_n = 4.89 t$$
$$C_m = 0.85$$
$$a = 1 - \frac{\Omega_c P}{P_{cr}} = 0.63$$
$$\frac{P}{P_a} + \frac{C_m M}{a M_a} = 1.21 < 1.33 (\text{단기하중}) \quad O.K$$

라. 결과의 분석

폭-두께비가 큰 단면은 압축응력에 의해 단면을 구성하는 판 요소가 국부좌굴을 일으키며 따라서 단면의 일부만이 유효하게 되는데 냉성형강구조의 설계기준(안)에 의하면 이러한 단면은 유효폭의 개념을 이용하여 설계하게 된다. 유효단면의 크기는 폭-두께비의 값과 작용압축응력이 클수록 작아진다. 1.2.2절에 의하면 \square -100x50X2.0 단면의 경우 폭-두께비는 높으나 실제로 기둥에 작용하는 축력이 매우 낮아 냉성형강구조의 설계기준(안)에 의하여 설계할 경우에도 전단면이 유효한 것으로 나타난다. 전단면이 유효할 경우 강구조계산규준(대한건축학회 1982)에 의하면 풍속이 30m/sec 이하인 경우 \square -100x50X2.0 단면으로도 안전한 것으로 나타난다.

강구조계산규준은 축력과 압축력을 동시에 받는 부재에 대해 이차모멘트(secondary moment)의 효과를 고려하지 않는다. 그러나 온실의 기둥부재와 같이 세장비가 높은 부재는 축력과 모멘트의 조합에 의한 이차모멘트의 효과를 고려해야 하며 이를 고려하는 냉성형강구조의 설계기준(안)에 의하여 설계할 경우 1.2.2절에서와 같이 \square -100x50X2.0 단면으로는 부족하며 \square -100x50X2.5 단면을 사용해야 안전하게 된다. 그러나 이 단면을 사용할 경우에도 현재 온실구조의 표준설계에서 사용하고 있는 \square -100x50X3.2 단면에 비하면 약 22%의 강재절감효과가 있다.

풍속이 35m/sec 이하인 경우 강구조계산규준에 의하면 \square -100x50X2.5 단면으로도 안전한 것으로 나타나나 냉성형강구조의 설계기준(안)에 의하여 설계할 경우 1.2.3절에서와 같이 \square -100x50X2.5 단면으로는 부족하며 \square -100x50X3.2 단면을 사용해야 안전하게 된다. 이 경우 현재 온실구조의 표준설계에서도 \square -100x50X3.2 단면을 사용하고 있으므로 강재절감의 효과가 없다.

2. 트러스 부재의 경량화

현재 표준설계에서는 5경간 6.4m 스패의 벤로형 유리온실의 지붕 트러스에 상현재 및 하현재로는 \square -50x30x3.2의 각형강관이 그리고 사재로는 \varnothing 13의 강봉이 사용되고 있다. 5경간 6.4m 스패의 벤로형 유리온실의 지붕 트러스에 작용하는 최대 모멘트는 풍속의 크기와 상관없이 고정하중과 작물하중 그리고 이동장비하중이 동시에 가해질 때 발생한다. 따라서 트러스 부재의 크기는 풍속의 크기와 상관없이 같은 치수를 사용하게

된다. 온실구조의 트러스 설계에서 트러스의 최대내력은 상현재의 좌굴강도에 의해 결정되는데 상현재에 작용하는 압축력의 크기는 일정하지 않다. 온실의 구조계산서에서는 이처럼 압축력의 크기가 변하는 상현재의 좌굴길이는 DIN4114를 사용하여 구하고 있다. 이렇게 구한 좌굴길이를 사용하여 강구조계산규준(대한건축학회 1882)에 따라 트러스를 설계할 경우 이동장비하중을 단기하중으로 보고 단기허용응력을 적용할 경우 상현재 및 하현재로 \square -50x25x2.0의 단면을 사용하고 사재로 \varnothing 12의 강봉을 사용하면 안전한 것으로 나타난다. 그러나 트러스의 경우 온실의 고정하중 및 작물하중이 이동장비하중에 비해 큰 비중을 차지하므로 장기허용응력을 적용하여 설계하는 것이 보다 합리적이며 안전한 설계라고 판단된다. 이럴 경우 상현재 및 하현재로 \square -50x30x2.3의 단면을 사용하고 사재로 \varnothing 12의 강봉을 사용하면 안전한 것으로 나타난다.

현재 온실구조의 표준설계에서는 트러스의 상현재 및 하현재로 \square -50x30x3.2의 단면을 사용하며 사재로 \varnothing 13의 강봉을 사용하고 있다. 이처럼 계산값보다 큰 단면을 사용하게 된 이유는 일반 강구조의 경우 모살용접의 최소 치수가 3.2mm 이상이 되도록 제한하고 있으며 용접열에 의한 판요소의 뒤틀림(warping)이나 손상을 방지하기 위해 부재단면의 최소두께를 모살용접의 치수 이상의 것을 사용하도록 규정하고 있기 때문이다. 그러나 경량단면에 대한 설계규준에는 이러한 제한규정이 없으므로 온실구조에 사용되는 경량단면에 일반 강구조설계와 동일한 규정을 적용하는 것은 합리적이지 못하다. 따라서 본 연구에서는 상현재 및 하현재로 \square -50x30x2.3의 단면을 사용하며 사재로 \varnothing 12의 강봉을 사용한 트러스를 제작한 후 이에 대한 내력실험을 수행하여 온실구조에의 적용성을 검토하였다.

가. 실험체의 제작

실험체는 상현재 및 하현재로 \square -50x30x2.3의 단면을 사용하며 사재로 \varnothing 12의 강봉을 사용한 트러스와 트러스 지지를 위한 \square -100x50x3.2의 기둥부재로 구성되어 있다. 6.4m 스패의 온실을 대상으로 하였으므로 트러스의 길이는 6.4m로 하며 기둥의 길이는 실험장치의 제한으로 인해 1.87m로 제작하였다(기둥의 길이는 트러스의 거동에 큰 영향을 미치지 않는다). 실제 온실의 경우 압축력을 받는 트러스의 상현재는 트러스평면에 수직인 방향의 변위에 대해 트러스의 단부와 중앙부에서 지지되어 있다. 중앙부의

경우 횡변위를 구속하는 브레이싱이 거터(gutter)의 위치에서 설치되어 있으므로 이를 모델링하기 위해 트러스의 중앙부에 거터 지지대(post)를 설치하였으며 지지대를 횡방향으로 구속할 수 있도록 실험체를 제작하였다. 실험체는 지지조건에 따른 거동의 차이를 살펴보기 위해 동일한 것을 두 개 제작하였다.

나. 실험의 수행

실제 온실의 경우 온실의 지붕의 자중 및 장비이동하중은 트러스의 중앙부에 작용하며 작물하중은 스펠에 걸쳐 분포하중으로 작용하나 본 실험에서는 트러스의 중앙부에 집중하중으로 가력하였다(그림 2. 3).



그림 2. 3 가력 상황

가력하중과 가력위치에서의 변위를 측정하였으며 상현재 및 하현재에 변형율게이지를 설치하여 트러스의 응력상태를 측정하였다. 트러스의 최대내력은 압축력을 받는 상현재가 좌굴을 일으킴으로서 도달하므로 줄변위계를 설치하여 상현재의 횡변위를 측정하였다. 가력은 서보제어 액츄에이터를 사용하여 최대하중에 도달한 후에는 변위제어를 통해 하중이 감소하는 영역까지 실험을 수행하였다. 다연동의 온실구조에서 제일 바깥 쪽 베이(bay)의 트러스의 경우 외부 기둥과 연결된 위치에서 외부기둥이 트러스를 구속하

는 효과는 매우 작다. 이러한 경우를 모델링하기 위해 하나의 실험체에 대해서는 트러스를 기둥에 접합한 후 기둥의 하단을 핀접합으로 구속하여 실험을 수행하였다. 그러나 내부 베이의 경우 트러스는 양단에서 구속된 것과 같은 거동을 한다. 따라서 이러한 경우를 모델링하기 위해서는 두번째 실험체에 대해서는 트러스의 양단에서 상현재와 하현재의 위치에서 기둥의 변위를 구속한 후 실험을 수행하였다(그림 2.4).

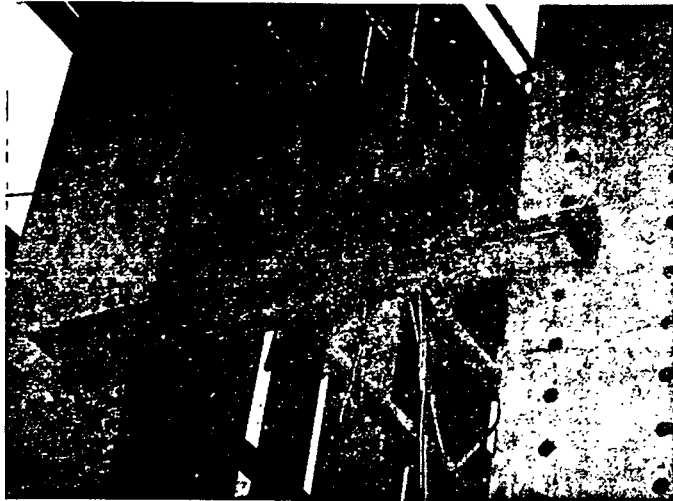


그림 2. 4 트러스 단부의 고정

다. 실험의 결과

1) 양단이 구속되지 않은 실험체(T-1)

이 실험체는 다연동의 온실구조에서 제일 바깥 쪽 베이(bay)의 트러스를 모델링한 것으로 그림 2.5는 하중과 트러스의 중앙부의 수직변위와의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 트러스는 1800kg의 하중에서 최대내력에 도달하였다.

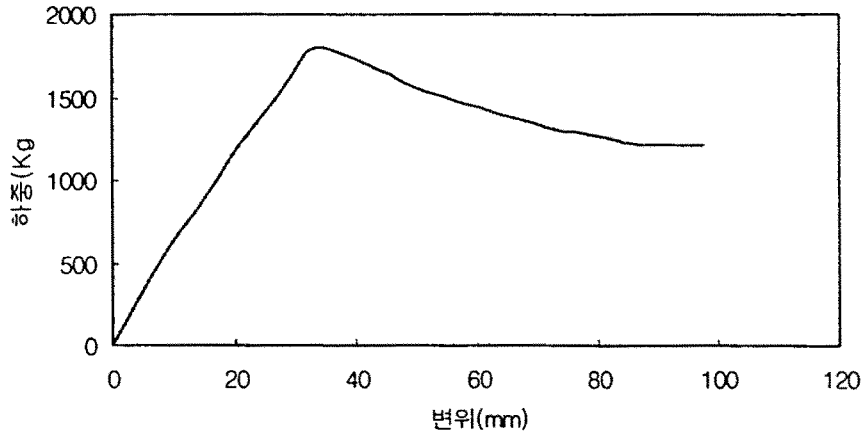


그림 2.5 하중-변위 곡선 (T-1)

그림 2.6은 트러스 단부와 중앙부의 중간지점에서 상현재에 설치한 줄변위계에 의해 측정된 상현재의 횡방향 변위를 나타낸 것이다.

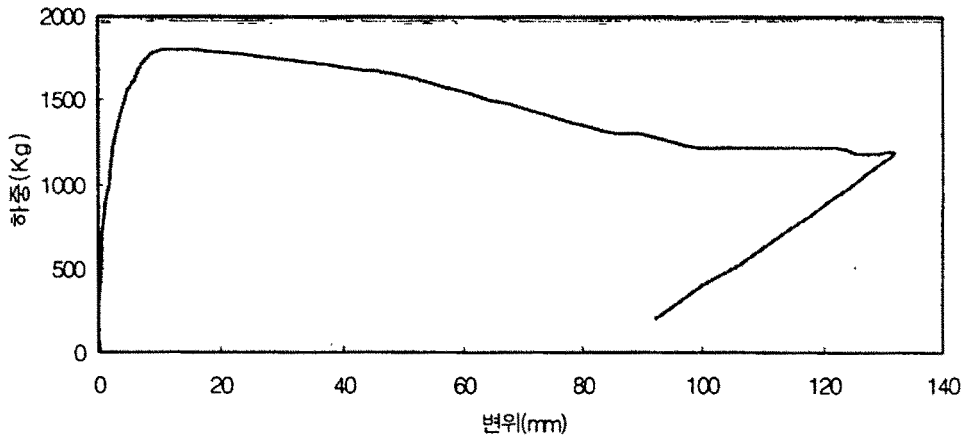


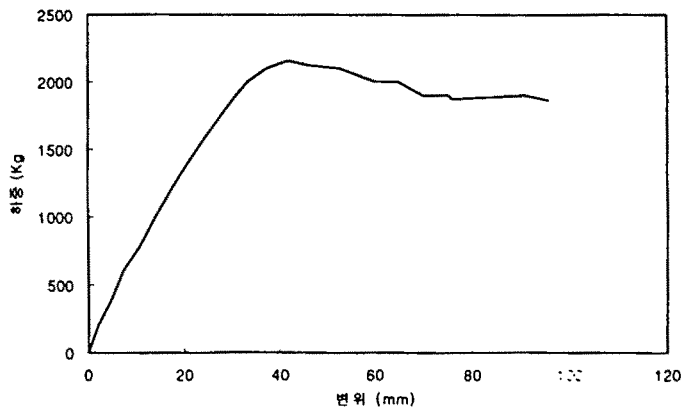
그림 2.6 하중-횡변위 곡선 (T-1)

상현재의 초기부정(initial imperfection)으로 인해 하중의 증가에 따라 처음부터 횡변위가 조금씩 증가하나 1800kg의 하중에서 갑작스런 변위의 증가는 최대내력이 상현재의 좌굴에 의해 발생했음을 보여주고 있다. 그림 2.7은 실험후 시험체의 사진으로 상현재의 좌굴변형을 보여주고 있다.



그림 2.7 상현재의 좌굴 현상 (T-1)

그림 2.8은 트리스 하현재의 단부 및 중앙부에 설치한 스트레인 게이지로 부터 측정된 변형도의 크기를 나타낸 것으로 단부 쪽의 변형률값이 작은 것은 외부기둥에 의한 트리스의 구속효과가 크지 않음을 보여주고 있다.



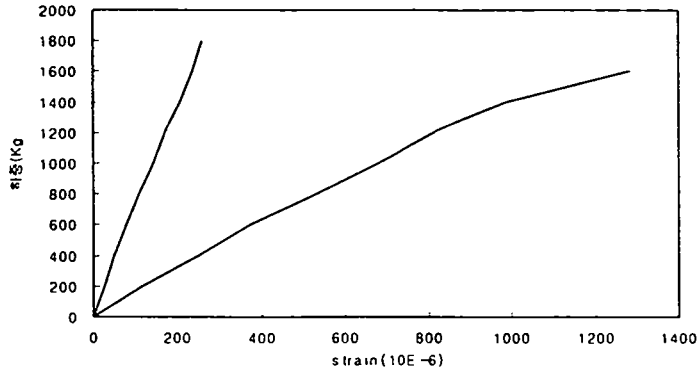


그림 2. 8 하중-변형도 곡선 (T-1)

본 실험체는 양단과 중앙부에서 횡방향의 변위에 대해 구속되어 있으나 회전에는 구속되어 있지 않으므로 좌굴에 대해 양단이 편지지인 경우에 속한다. DIN4114를 이용하여 본 실험체의 좌굴길이를 구하고 이를 근거로 좌굴이 발생할 때의 트러스 중앙부의 작용하중을 계산해 보면 약 1100kg이 된다. 따라서 실제 트러스의 최대내력은 설계값보다 60% 정도 큰 것으로 나타나 현재의 구조계산서에 따른 설계는 상당히 안전측의 결과를 주는 것을 알 수 있다.

2) 양단이 구속된 실험체(T-2)

이 실험체는 다연동의 온실구조에서 안쪽 베이(bay)의 트러스를 모델링한 것으로 그림 2.9는 하중과 트러스의 중앙부의 수직변위와의 관계를 나타낸 것이다. 그림에서 알 수 있듯이 트러스는 2160kg의 하중에서 최대내력에 도달하였다.

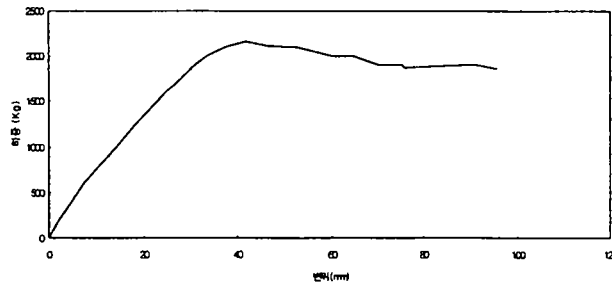


그림 2. 9 하중-변위 곡선 (T-2)

그림 2.10은 트러스 단부와 중앙부의 중간지점에서 상현재에 설치한 줄변위계에 의해 측정된 상현재의 횡방향 변위를 나타낸 것으로 상현재의 초기부정(initial imperfection)으로 인해 하중의 증가에 따라 횡변위가 조금씩 증가하나 최대하중에 도달한 후에 오히려 변위가 감소하여 최대내력이 상현재의 좌굴에 의해 발생한 것이 아님을 보여주고 있다.

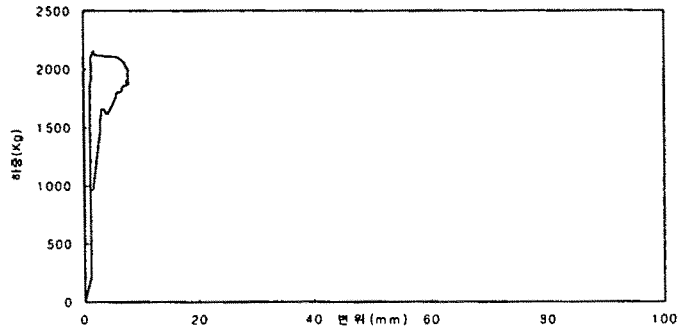


그림 2. 10 하중-횡변위 곡선 (T-2)

그림 2.11은 최대하중에 도달했을 때의 웨브재의 상태를 나타낸 것으로 트러스의 최대하중이 웨브재의 좌굴에 의해 제한되는 것을 보여주고 있다.



그림 2. 11 웨브재의 좌굴 (T-2)

그림 2.12는 실험후 시험체의 사진으로 상현재의 좌굴변형이 양단이 고정되지 않은 경우에 비해 매우 작음을 알 수 있다.



그림 2.12 상현재의 좌굴 현상 (T-2)

그림 2.13은 트러스 하현재의 단부 및 중앙부에 설치한 스트레인 게이지로 부터 측정된 변형도의 크기를 나타낸 것으로 단부 쪽의 변형률값이 양단이 고정되지 않은 경우에 비해서는 크나 중앙부의 변형률에 비해 작아 트러스 단부의 고정에 의한 구속효과가 완전고정(fixed condition)에는 이르지 못함을 보여주고 있다.

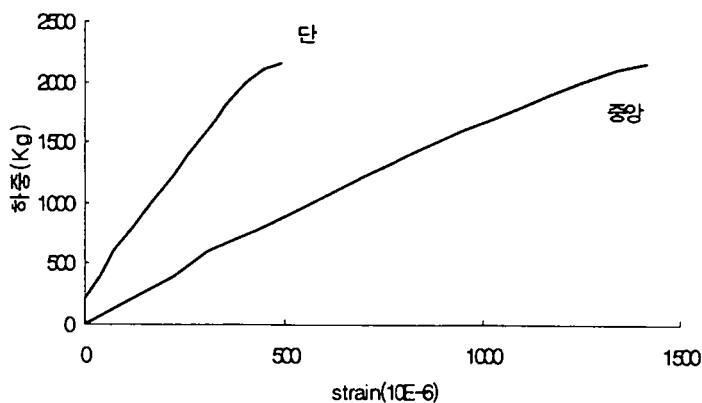


그림 2.13 하중-변형도 곡선 (T-2)

그림 2.14는 트러스의 단부 상현재의 위치에서 국부적인 변형이 일어난 것을 나타내고 있으며 이것이 구속효과 감소의 원인이 된 것으로 판단된다.

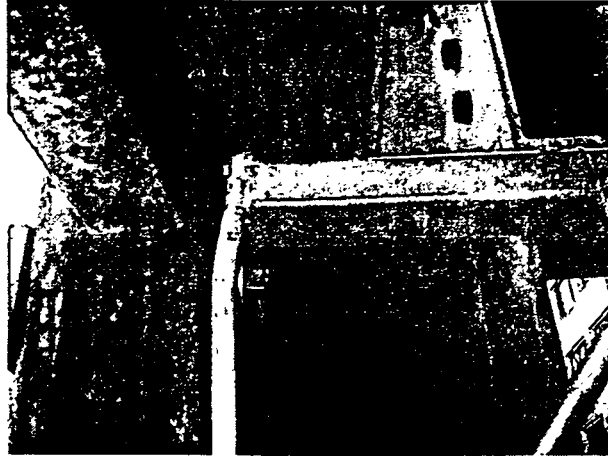


그림 2. 14 단부의 국부 변형 (T-2)

실제의 트러스에서는 상현재의 위, 아래로 볼트가 설치되어 있어 본 실험에서와 같은 국부좌굴이 크게 감소하여 트러스가 보다 큰 힘을 받을 수 있을 것이다. 트러스가 양단에서 완전고정인 것으로 가정하고 DIN4114를 이용하여 본 실험체의 좌굴하중을 계산해 보면 약 2100kg이 된다. 실험에 의한 트러스의 최대내력은 설계값보다 3% 정도 큰 것으로 나타났으나 이는 웨브재로 사용된 강봉의 좌굴에 의해 결정된 값이므로 웨브재로 보다 두꺼운 강봉을 사용할 경우 최대내력은 더 증가할 수 있을 것으로 판단된다.

라. 결과의 분석

벤로형 유리온실의 트러스의 최대강도는 상현재의 좌굴강도에 의해 결정되는데 유리온실의 구조계산서에서 상현재의 좌굴길이는 DIN4114를 사용하여 구하며 이렇게 구한 좌굴길이를 사용하여 강구조계산규준(대한건축학회 1882)에 따라 좌굴강도를 계산하여 트러스를 설계한다. 본 연구에서 실험을 통해 조사한 트러스의 최대내력은 앞의 방식에 의해 구한 트러스의 최대내력(안전율을 고려하지 않은 값) 보다 커 기존의 설계방법은 안전측의 결과를 주는 것을 알 수 있다. 현재의 표준설계에서는 상하현재의 단면이 얇을 경우 용접열에 의한 단면의 뒤틀림이나 손상 등을 우려하여 계산에 의한 단면보다

두꺼운 단면인 $\square -50 \times 30 \times 3.2$ 를 사용하고 있으나 실험결과 $\square -50 \times 30 \times 2.3$ 을 사용하여도 용접열에 의한 단면의 손상으로 인한 조기파괴없이 최대내력에 도달할 수 있음을 알 수 있다. 또한 기존의 구조계산서에서는 트러스에 작용하는 하중을 단기하중으로 가정할 경우 $\square -50 \times 30 \times 2.0$ 의 단면도 가능한 것으로 나타나 온실의 고정하중 및 작물하중이 이동장비하중에 비해 큰 비중을 차지하므로 장기허용응력을 적용하여 설계하는 것이 보다 합리적이며 안전한 설계라고 판단되어 $\square -50 \times 30 \times 2.3$ 의 단면을 사용하는 것을 제안한다.

3. 종합 및 결론

현재 온실구조의 표준설계에서 설계기본풍속이 35m/sec를 초과하지 않는 지역의 스펠이 6.4m이며 5연동 이상인 베로형 유리온실의 내부 및 외부기둥으로 $\square -100 \times 50 \times 3.2$ 의 부재가 사용되고 있다. 그러나 본 연구에 의하면 풍속이 30m/sec를 초과하지 않는 지역의 경우 내부기둥으로 $\square -100 \times 50 \times 2.5$ 의 부재를 사용할 수 있는 것으로 나타났다. 이 경우 전체 기둥부재의 강재량은 15% 정도 절감된다(셋기둥은 계산에 포함하지 않았음). 트러스의 경우 풍속에 관계없이 상현재 및 하현재로 $\square -50 \times 30 \times 2.3$ 의 단면을 사용할 수 있으며 웨브재로는 $\phi 12$ 의 강봉도 사용가능하나 보다 안전한 설계를 위해 $\phi 13$ 의 강봉을 사용할 것을 제안한다. 이 경우 현재 표준설계에서 사용하는 트러스에 비해 28% 정도의 경량화가 가능하다.

제4절 와이드 스펠형 유리온실

1. 기둥부재의 설계(풍속 30m/sec 이하의 경우)

현재 와이드 스펠형 유리온실의 표준설계에서 스펠이 9.0m이며 풍속이 35m/sec 이하의 경우와 스펠이 12.8m인 경우 기둥부재로 사용되는 단면은 강구조계산규준의 폭-두께비 제한을 만족하며 강구조계산규준에 의해 설계된 단면을 사용하고 있으므로 경량화의 대상에서 제외된다. 그러나 스펠이 9.0m인 와이드 스펠형 유리온실의 기둥부재

로는 풍속이 30m/sec 이하의 경우 강구조계산규준에 따라 □-100 x 60 x 3.0의 단면을 사용하면 계산상 안전한 것으로 나타난다. 이 단면은 폭-두께비가 강구조계산규준의 폭-두께비 제한을 만족하나 지금까지 건축물에 사용되어 오던 기둥들에 비해 두께가 얇아 경량단면으로 간주하여 표준설계에서는 안전측으로 한단계 높은 □-100 x 60 x 3.5의 단면을 사용하고 있다. 본 연구에서는 경량단면에 대한 설계규준을 적용하여 □-100 x 60 x 3.0 단면의 사용성을 검토하여 경량화를 모색한다.

구조계산서로 부터 기둥에 작용하는 축력과 모멘트 그리고 유효좌굴길이는 각각 다음과 같다.

$$\text{축력: } P = 1.59 \text{ t}$$

$$\text{모멘트 : } M = 25.39 \text{ t.cm}$$

$$\text{유효좌굴길이 } KL_x = 400 \text{ cm, } KL_y = 413 \text{ cm}$$

□-100 x 60 x 3.0을 사용한 검토

□-100 x 60 x 3.0의 단면성능

$$A = 9.24 \text{ cm, } I_y = 126.23 \text{ cm, } Z_y = 25.24 \text{ cm, } i_y = 3.69 \text{ cm}$$

$$I_x = 56.65 \text{ cm, } Z_x = 18.88 \text{ cm, } i_x = 2.47 \text{ cm}$$

허용압축강도

좌굴응력의 계산

$$KL_x/i_x = 400/2.47 = 161.9$$

$$F_e = \pi^2 E / (KL/i)^2 = \pi^2 (2100) / (161.9)^2 = 0.79 \text{ t/cm}^2$$

유효단면의 계산

$$w = 100 - 6.0 = 94 \text{ mm}$$

$$\lambda = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1.052}{\sqrt{4}} \left(\frac{94}{3} \right) \sqrt{\frac{0.79}{2100}} = 0.32 < 0.673$$

그러므로 축력에 대해 전단면이 유효함

$$A_e = A_n = 9.24 \text{ cm}^2$$

허용압축강도의 계산

$$F_e \leq \frac{F_y}{2}$$

$$Q_c = 1.92$$

$$P_n = F_e A_e = 7.3t$$

$$P_a = P_n / Q_c = 3.8t$$

허용 휨강도

압축플랜지의 유효폭 검토

$$w = 60 - 6.0 = 54 \text{ mm}$$

$$\lambda = \frac{1.052}{\sqrt{k}} \left(\frac{w}{t} \right) \sqrt{\frac{f}{E}} = \frac{1.052}{\sqrt{4}} \left(\frac{54}{3.0} \right) \sqrt{\frac{2.4}{2100}} = 0.32 < 0.673$$

그러므로 플랜지 전단면이 유효

웨브의 유효폭 검토

앞절의 경우로 부터 웨브 전단면이 유효

허용휨모멘트의 계산

$$M_n = F_y Z = 2.4(25.24) = 60.58t \cdot \text{cm}$$

$$M_a = M_n / Q_f = 60.58 / 1.67 = 36.27t \cdot \text{cm}$$

휨평면내 좌굴강도의 계산

$$KL_y / i_y = 413 / 3.69 = 111.9$$

$$F_{ey} = \pi^2 E / (KL/i)^2 = \pi^2 (2100) / (111.9)^2 = 1.65t / \text{cm}^2$$

$$R = \sqrt{F_y / 2F_e} = 0.85$$

$$Q_c = \frac{5}{3} + \frac{3}{8} R - \frac{1}{8} R^3 = 1.91$$

하중의 조합

$$\frac{P}{P_a} = \frac{1.59}{3.8} = 0.42 > 0.15$$

$$P_{cr} = F_{ey} A_n = 15.25t$$

$$C_m = 0.85$$

$$\alpha = 1 - \frac{Q_c P}{P_{cr}} = 0.8$$

$$\frac{P}{P_a} + \frac{C_m M}{\alpha M_a} = 1.16 < 1.33 (\text{단기하중}) \quad O.K.$$

2. 트러스부재의 경량화(35m/sec 이하 공통)

와이드스팬형 유리온실의 트러스부재는 9.0m 스패의 경우 □-50x30x2.3 그리고 12.8m의 경우 □-60x30x3.2의 단면이면 안전한 것으로 나타난다(와이드스팬형 유리온실의 구조계산서). 그러나 9.0m스패의 트러스는 벤로형 유리온실의 경우와 마찬가지로 상하현재의 두께가 너무 얇을 경우 용접열에 의한 단면의 손상 등을 이유로 표준설계에서는 □-50x30x3.2의 단면을 사용하고 있으며 12.8m 스패의 경우는 계산에 의한 값보다 한단계 안전측의 설계를 위해 □-60x40x3.2의 단면을 사용하고 있다. 앞절의 벤로형 유리온실의 트러스에 관한 실험결과를 근거로 할 때 와이드스팬형 유리온실의 경우에도 2.3mm 두께의 단면을 사용할 수 있음을 알 수 있다. 또한 12.8m 스패에 대해서는 계산에 의해 안전한 결과를 주는 □-60x30x3.2 단면을 사용할 수 있다. 또한 벤로형과 마찬가지로 사재는 경량화하지 않는다.

3. 종합 및 결론

현재 온실구조의 표준설계에서 설계기본풍속이 35m/sec를 초과하지 않는 지역의 스패이 9.8m이며 5연동 이상인 와이드 스패형 유리온실의 내부 및 외부기둥으로 □-100x60x3.5의 부재가 사용되고 있다. 그러나 본 연구에 의하면 풍속이 30m/sec를 초과하지 않는 지역의 경우 내부기둥으로 □-100x60x3.0의 부재를 사용할 수 있는 것으로 나타났다. 이 경우 전체 기둥부재의 강재량은 15% 정도 절감된다(샛기둥은 계산에 포함하지 않았음). 트러스의 경우 9.0m 스패의 트러스에 현재 사용되고 있는 □-50x30x3.2의 단면 대신에 □-50x30x2.3 단면을 사용할 경우 25% 정도의 경량화가 가능하며 또한 12.8m 스패에 대해서는 □-60x40x3.2의 단면 대신에 □-60x30x3.2 단면을 사용할 경우 약 20% 정도의 경량화가 가능하다.

제5절 H형강은실

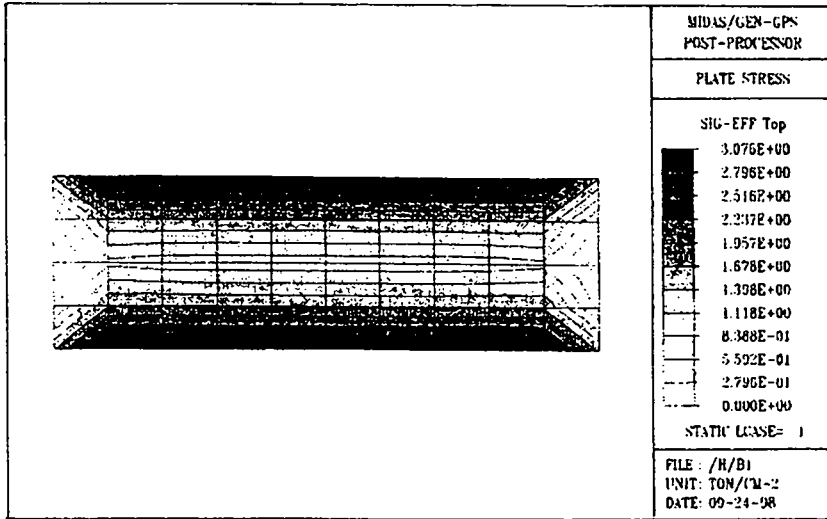
1. H형강부재의 경량화

유리온실의 구조부재로서 H형강은 휨에는 매우 우수한 구조부재이나 많은 강재량이 요구되며 이는 시공적으로도 비용증가의 요인이 되고 있다. 본 연구에서는 H형강의 웹부재에 개구부를 뚫는 유공보 형식의 개발을 통해 온실 구조부재의 경량화를 도모한다. 유공보는 개구부 주위에 발생하는 응력집중으로 인해 휨강도가 감소할 수 있으며 특히 경량 H형강의 경우 개구부의 위치에서 압축플랜지의 좌굴이 발생할 수 있다. 유공보의 강도 및 변형특성에 영향을 미치는 가장 중요한 요인으로는 개구부의 크기와 간격이 있다. 본 연구에서는 유공보에 있어 개구부의 크기를 보춤의 70%로 하며 간격을 개구부 반경의 세배로 하여 이들이 강도 및 변형특성에 미치는 영향을 유한요소 해석 및 실험을 통해 살펴봄으로써 유리온실 구조부재의 경량화 방안을 연구한다. 본 연구에서 사용하는 시험체인 H-250X150X4.5X6의 경우 개구부로 인한 시험체 중량의 감소는 약 12%에 이른다. 유공보의 사용은 부재의 경량화 뿐 아니라 구조부재에 의한 그림자를 분산시켜 일사투과율을 높일 수 있는 장점이 있다.

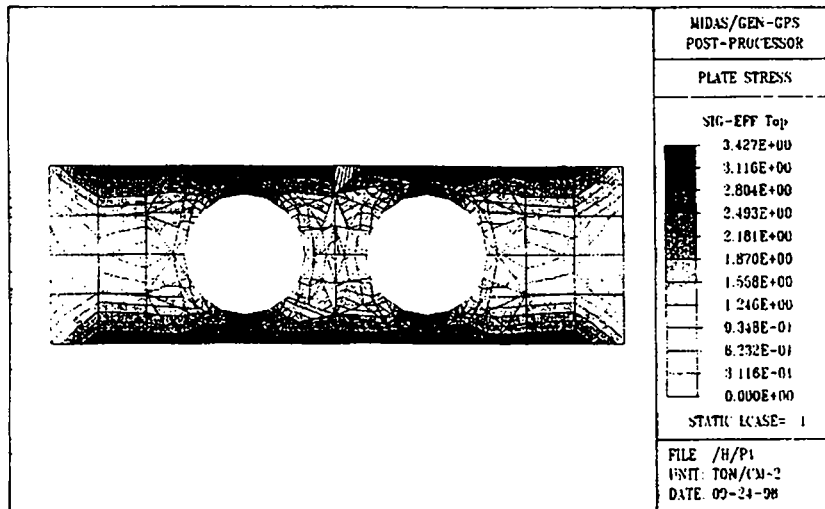
2. 이론 해석

보의 웹에 개구부를 설치하게 되면 이로 인해 응력의 집중현상과 단면의 강성저하가 발생하게 된다. 특히 유리온실의 구조부재는 강도보다는 강성이 보다 중요한 설계결정요소가 될 수 있으므로 개구부에 의한 부재 강성의 변화는 유리온실의 구조설계에 큰 영향을 미칠 수 있다. 유공보의 강성변화에는 단면결손에 의한 것과 재료의 비탄성효과에 의한 것이 있으나 본 해석에 사용된 프로그램은 탄성해석 프로그램이므로 단면결손에 의한 강성변화만을 조사한다. 유공보의 개구부 주위에 발생하는 응력집중 및 강성변화를 살펴보기 위해 유한요소 프로그램(MIDAS)를 사용하여 이론 해석을 수행하였다. 개구부의 위치에서의 전단응력과 휨응력의 비가 달라지도록 해석모델의 치수 및 하중조건을 변화시켜가면서 이에 따른 거동특성을 조사한다. 본 해석에서 사용된 전단응력과 휨응력의 비는 0.0, 0.16, 0.23, 및 0.35의 네 경우이다.

그림 2.15는 각각의 하중조건에 대한 개구부가 있는 경우와 없는 경우의 응력의 분포 상황을 나타낸 것이다.

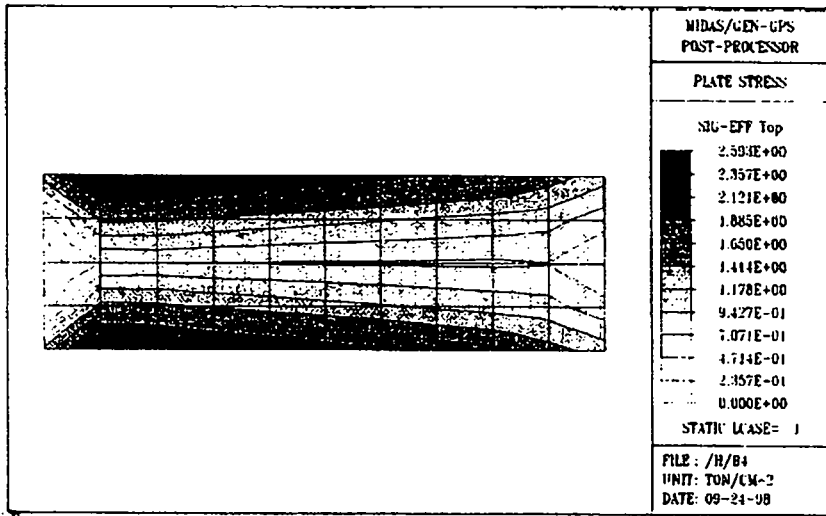


(b) 개구부가 없는 보 ($\tau/o=0$)

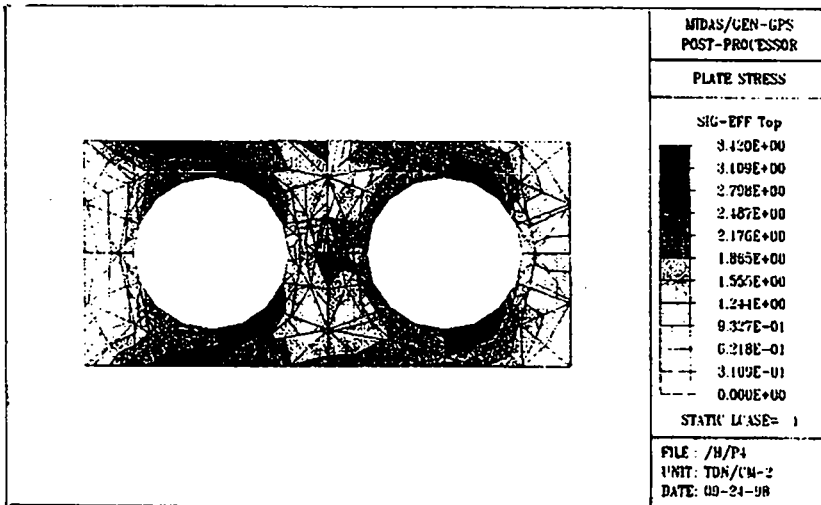


(b) 유공보 ($\tau/o=0$)

그림 2.15 MIDAS 응력 집중(계속)

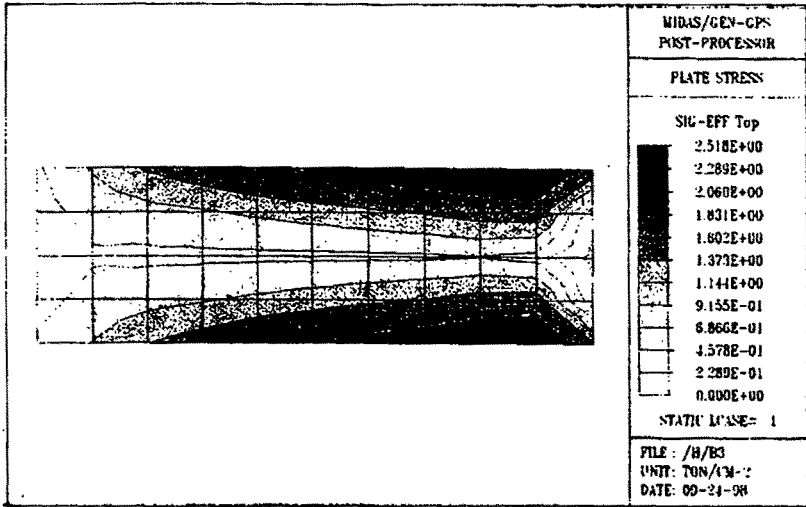


(c) 개구부가 없는 보 ($\tau/\sigma=0.16$)

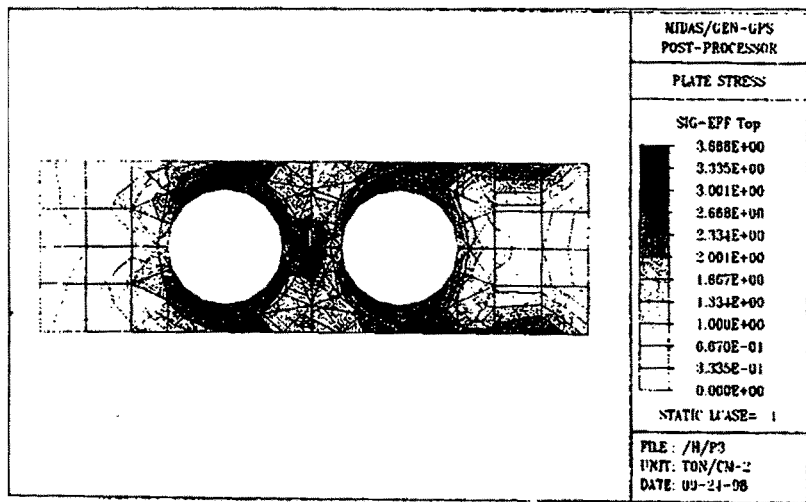


(d) 유공보 ($\tau/\sigma=0.16$)

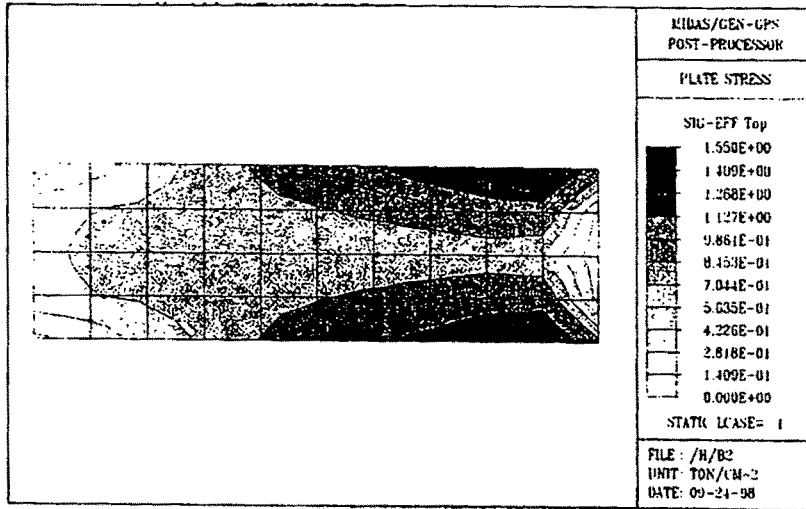
그림 2.15 MIDAS 응력 집중(계속)



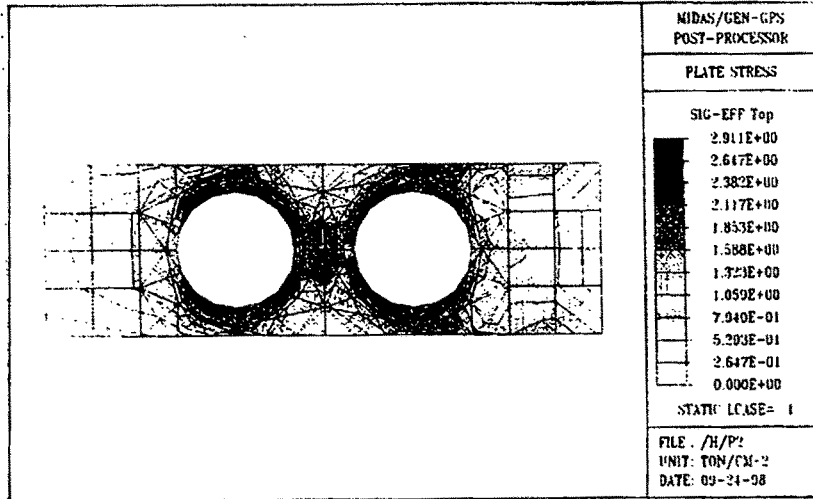
(e) 개구부가 없는 보 ($\tau/\sigma=0.23$)



(f) 유공보 ($\tau/\sigma=0.23$)



(g) 개구부가 없는 보 ($\tau/\sigma=0.35$)



(h) 유공보 ($\tau/\sigma=0.35$)

그림 2.15 MIDAS 응력 집중

그림에서 알 수 있듯이 응력집중으로 인해 개구부가 있는 경우의 최대응력이 개구부가 없는 경우에 비해 큰 것을 알 수 있다. 또한 최대응력이 발생하는 위치가 전단응력과 휨응력의 비에 따라 변하며 응력집중의 정도도 전단-휨 응력비가 증가할수록 커짐을 알 수 있다.

3. 유공보의 강도식

H형강보는 일반적으로 탄성역에서 웹부분이 전단력을, 플랜지부분이 휨응력을 부담하게 되며 변형전 단면의 평면상태는 변형후에도 유지되는 것으로 가정하여 설계하고 있다. 그러나 사각형의 개구부를 갖는 유공 H형강보는 이러한 평면 유지가 이루어지지 않으며 개구부의 상, 하 위치에서 두개의 T형단면으로 거동하게 된다. 이러한 현상을 Vierendeel작용이라 하며 개구부에 작용하는 전단력이 커질수록 더욱 현저하게 발생한다. 따라서 유공보가 개구부의 위치에서 모멘트와 전단력을 동시에 받는 경우 상하 T형단면에는 모멘트에 의한 축력뿐 아니라 전단력에 의한 Vierendeel작용으로 2차 휨모멘트(secondary moment)가 작용하게 된다. 이 2차 휨모멘트에 대해 개구부 상, 하단의 T형단면은 각각의 중립축에 대해 휨 변형을 일으키게 된다. 축력과 2차 휨모멘트를 동시에 받는 유공보의 최대내력은 개구부 주위의 4개의 모서리 부분에서 응력집중으로 인하여 소성역이 진전되어 소성한지가 형성됨으로써 도달된다.

전단력과 모멘트를 받는 원형 개구부를 갖는 유공보의 경우도 4개의 소성한지를 형성하는 미케니즘에 의해 최대내력에 도달한다. 이 소성한지들의 형성은 사각형 개구부의 경우에 비해 뚜렷하지 않으나 지금까지의 유공보에 대한 연구결과에 의하면 원형 개구부를 갖는 단면의 최대내력을 사각형 개구부의 경우에 적용하는 내력유도식을 사용하여 근사적으로 구할 수 있다. 이 때 원형 개구부를 폭은 원형개구부의 반지름의 0.9배이며 축은 원형개구부 반지름의 1.8배인 사각형 개구부로 치환한 후 사각형 개구부에 대한 내력식을 사용한다.

개구부에 전단력만이 작용하는 경우 개구부의 최대내력은 Vierendeel 작용에 의해 생기는 2차 휨에 의해 개구부 모서리 위치에서 상, 하 T형단면이 전소성모멘트 상태에 이르거나 웹이 전단에 의해 항복할 때 도달된다. 따라서 Vierendeel 작용에 의해 T

형단면이 전소성모멘트 상태에 이르게 하는 전단력과 웨브의 항복전단력(웨브면적 $\times st_w F_{yw} / \sqrt{3}$) 중에서 작은 값이 개구부의 최대내력이 된다. 개구부에 모멘트만이 작용하는 경우 개구부의 최대내력은 단면의 국부좌굴 또는 압축축 플랜지의 횡비틀림좌굴이 발생하지 않는다면 전단면의 소성모멘트에서 개구부가 차지하는 부분을 뺀 값으로 구해진다. 전단력과 모멘트를 동시에 받는 개구부의 최대내력은 전단력과 모멘트의 상호작용을 고려하여 구해야 하며 본 연구에서는 지금까지의 유공보에 관한 국내외 연구결과들을 근거로 하여 다음과 같은 상호작용식을 제안한다.

$$\left(\frac{M}{M_{pn}}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_{pn}}\right)^2 \leq 1.0 \quad (2-1)$$

여기서 V와 M은 각각 개구부에 작용하는 전단력과 모멘트이며 V_{pn} 와 M_{pn} 는 각각 개구부의 최대 전단내력과 최대 모멘트내력을 나타낸다.

개구부의 최대 전단내력과 최대 모멘트내력은 다음과 같은 방법으로 구한다.

가. 최대 전단내력

1). T형단면의 소성모멘트

가). 소성중립축(P.N.A)이 플랜지에 있는 경우($bt_f > st_w$)

$$bt_f k F_{yf} = b(1-k)t_f F_{yf} + st_w F_{yw}$$

$$\text{따라서 } k = 1/2 + st_w F_{yw} / 2bt_f \quad (2-2)$$

$$M_{pn} = bkt_f kt_f F_{yw} / 2 + b(1-k)^2 t_w^2 F_{yf} / 2 + st_w (s/2 + (1-k)t_w) F_{yw}$$

$$= bk^2 t_w^2 F_{yf} + bt_f F_{yw} / 2 - bkt_w F_{yw} + bk^2 t_w F_{yw}$$

$$+ st_w t_f F_{yf} - st_w kt_f F_{yw} \quad (2-3)$$

식(2-3)에 k 값을 대입하면 전소성 모멘트 M_{pn} 값을 구할수 있다.

나). P.N.A가 플랜지와 웨브의 접선에 있는 경우($bt_f = st_w$)

$$M_{pn} = bt_w^2 F_{yf} / 2 + s^2 t_w F_{yw} / 2 \quad (2-4)$$

다). P.N.A가 웨브에 있는 경우($bt_f < st_w$)

$$bt_f F_{yf} + (1-k)st_w F_{yw} = kst_w F_{yw}$$

$$\text{따라서 } k = (bt_f F_{yf} + st_w F_{yw}) / (2st_w F_{yw}) \quad (2-5)$$

$$\begin{aligned} M_{pn} &= bt_w(t_w/2 + (1-k)s)F_{yf} + t_w k s (k s / 2) F_{yw} + w(1-k)^2 s^2 / 2 F_{yw} \\ &= bt_w^2 F_{yf} / 2 + bt_f s F_{yf} - bt_f k s F_{yf} + t_w k^2 s^2 F_{yw} / 2 \\ &\quad + t_w s^2 (1-2k+k^2) F_{yw} / 2 \end{aligned} \quad (2-6)$$

식(2-6)에 k 값을 대입하면 전소성 모멘트 M_{pn} 값을 구할수 있다.

식(2-3), 식(2-4), 또는 식(2-6)으로 부터 구한 M_{pn} 을 개구부 길이 a의 반인 $1/2(a)$ 로 나누어 주면 Vierendeel 작용에 의한 최대 전단내력 V_{pn} 을 구할수 있다.

$$V_{pn} = M_{pn} / a \quad (2-7)$$

2) 웨브의 항복

T형단면의 웨브의 항복 전단력은 다음과 같이 구해진다

$$V_{Pn} = st_w F_{yw} / \sqrt{3} \quad (2-8)$$

위의 두 개의 값중 작을 값을 택하여 2배한 값이 개구부의 최대전단내력이 되며 이는 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$V_{pn} = (M_{pn}/a \text{와 } st_w F_{yw} / \sqrt{3} \text{중 작은값}) \times 2 \quad (2-9)$$

나. 최대 모멘트내력

개구부가 없는 단면의 전소성 모멘트는

$$M_p = [bt_f(D-t_f) + 0.25t_w(D-2t_f)^2] \sigma_y \quad (2-10)$$

로 되며 전소성모멘트에서 개구부의 부분을 뺀으로서 다음과 같이 구해진다.

$$(M_{pn}/M_p) = 1 - (2h/d)/(1+2A_f/A_w) \quad (2-11)$$

4. 실험

가. 실험체 및 실험방법

실험체로는 경량형강 H-250x150x4.5x6.0을 사용하였다. 개구부의 크기는 $\Phi 170\text{mm}$ 이며 이는 보춤의 68%에 해당한다(그림 2.16).

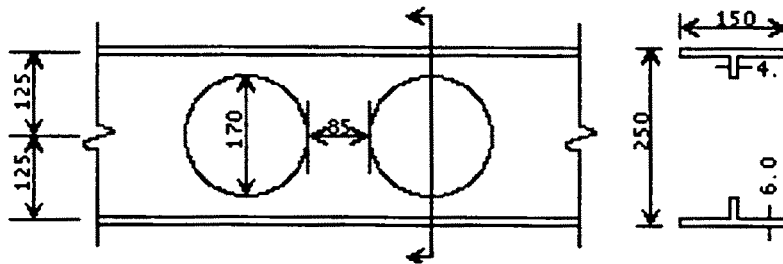


그림 2. 16 개구부의 치수

개구부는 2개를 뚫었으며 개구부의 중심이 단면의 중심과 일치하도록 하였다. 개구부의 중심간 거리는 개구부 직경의 1.5배로 하였다. 그림 2.17은 실험장치를 나타낸 것으로 양단은 힌지로 지지되며 개구부 주위에 변위계(transducer)를 설치하여 개구부에 따른 처짐변화를 측정하였다.

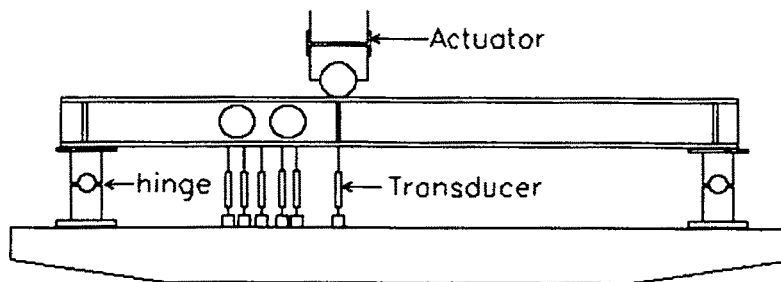
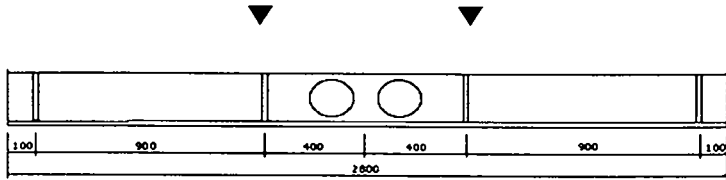
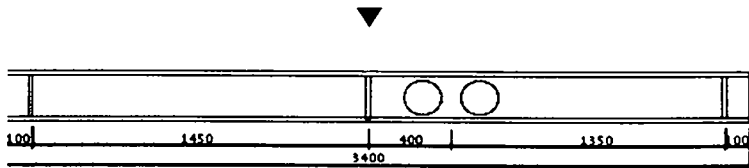


그림 2. 17 실험체 가력 방법

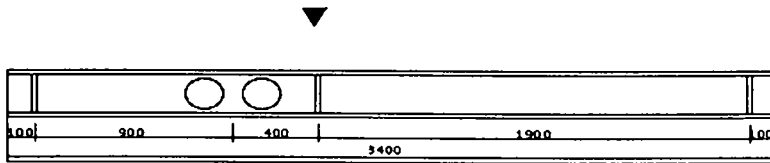
그림 2.18은 시험체의 치수 및 가력상황을 나타낸 것으로 실험은 개구부의 위치에서의 전단응력과 휨응력의 비를 파라미터로 하여 이 응력비가 달라지도록 시험체의 길이 및 하중조건을 변화시켜가면서 이에 따른 거동특성을 조사하였다.



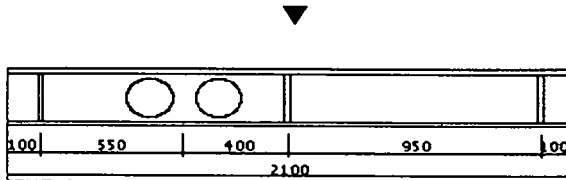
(a) B1 시험체



(b) B2 시험체



(c) B3 시험체



(d) B4 시험체

그림 2. 18 시험체의 치수 및 가력 위치

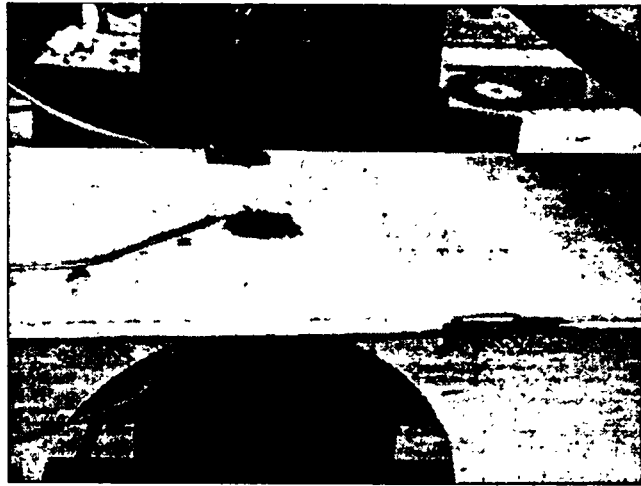
전단-휨응력비는 이론해석의 경우와 같이 0.0(B1), 0.16(B2), 0.23(B3), 및 0.35(B4)로 하였다. 또한 재하점 및 지지점의 위치에는 집중하중에 의한 웨브의 손상(crippling)을 막기 위해 보강 스티프너를 설치하였다. 그림 2.19는 실험전경과 측정장치의 설치를 보여주고 있다. 개구부의 주위에는 단면의 항복상태를 판별할 수 있도록 회칠(whitewash)을 하였다.



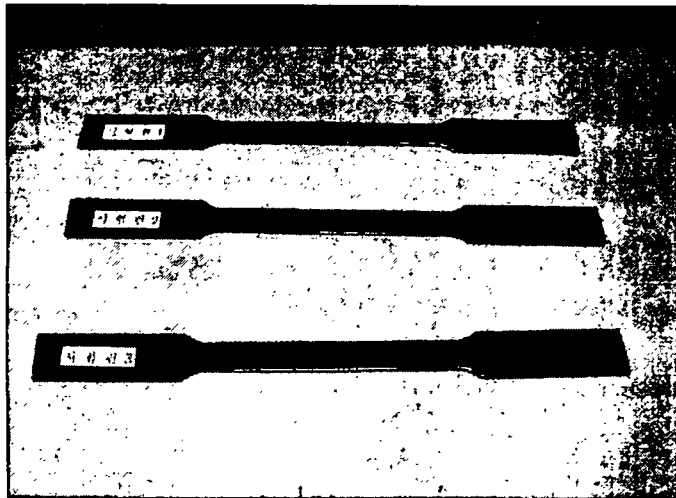
(a) 실험 전경



(b) 변위계 설치 모습



(c) strain gauge 설치 모습



(d) 시험편

사진 2. 19

실험방법으로는 먼저 탄성범위에서의 유공보의 거동을 살펴보기위해 이론해석으로 부터 구한 항복하중의 1/2 범위 내에서의 하중을 액튜에이터를 사용하여 가하면서 스트레인 게이지 및 변위계를 사용하여 응력분포 및 변형특성을 살펴본다. 탄성실험 후에는 실험체가 최대내력에 이를 때까지 하중을 가하는 극한강도 실험을 수행하여 실험체의 최대강도 및 파괴양상을 조사한다. 최대내력에 도달한 후에는 변형의 증가에 따라 하중은 감소하게 되므로 이 영역에서는 변위제어에 의해 실험을 수행하였다.

나. 실험의 결과

그림 2.20은 각 실험체의 개구부 위치에서의 모멘트-변위곡선을 나타내고 있다.

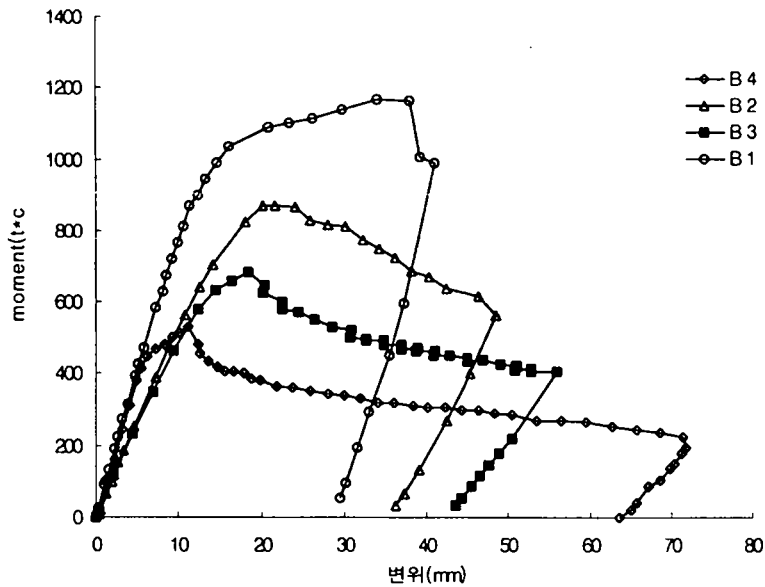
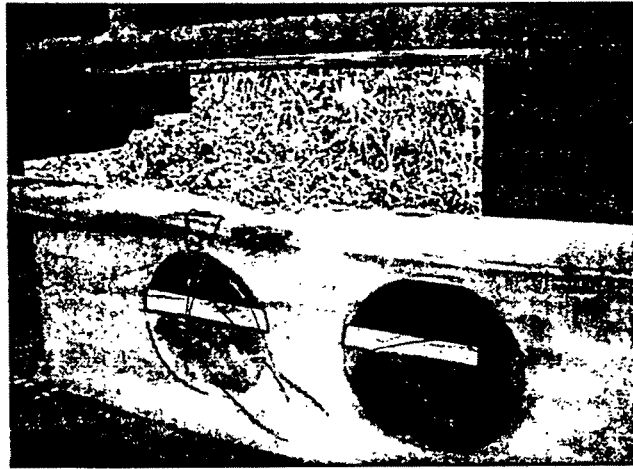
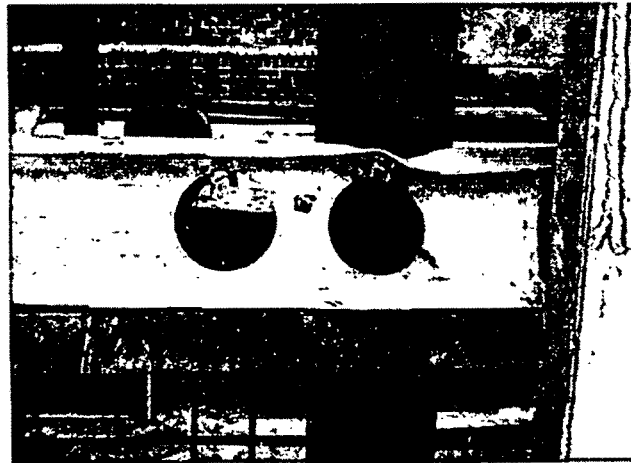


그림 2. 20 각 실험체의 모멘트-변위 그래프

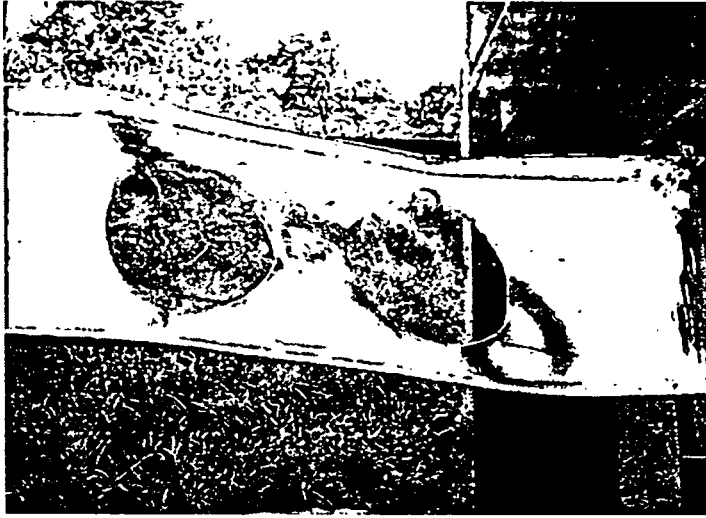
그림에서 알 수 있듯이 개구부에서의 전단-휨 응력비가 증가할수록 최대 모멘트 값이 감소함을 알 수 있다. 또한 전단-휨 응력비가 증가할수록 최대 내력에 도달한 후 갑작스럽게 하중이 감소하여 내력에 대한 좌굴의 영향이 증가함을 알 수 있다. 그림 2.21은 실험후 개구부 주위의 형상을 나타낸 것으로 전단-휨 응력비가 작을 때에는 플랜지의 국부좌굴이 지배적이며 개구부 사이의 상호작용이 크지않으나 전단-휨 응력비가 커 질수록 웨브의 국부좌굴이 지배적이며 개구부 사이의 상호작용도 증가함을 알 수 있다.



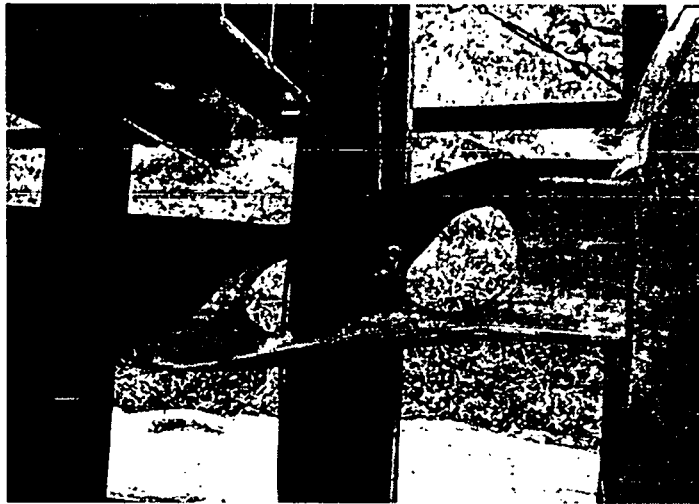
(a) B1 실험체



(b) B2 실험체



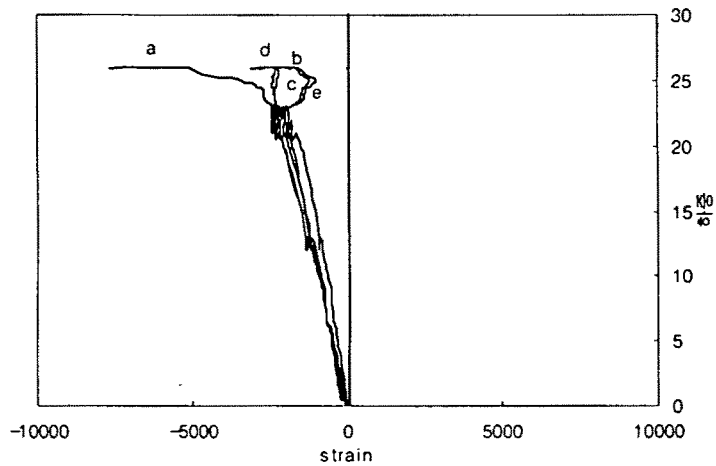
(c) B3 실험체



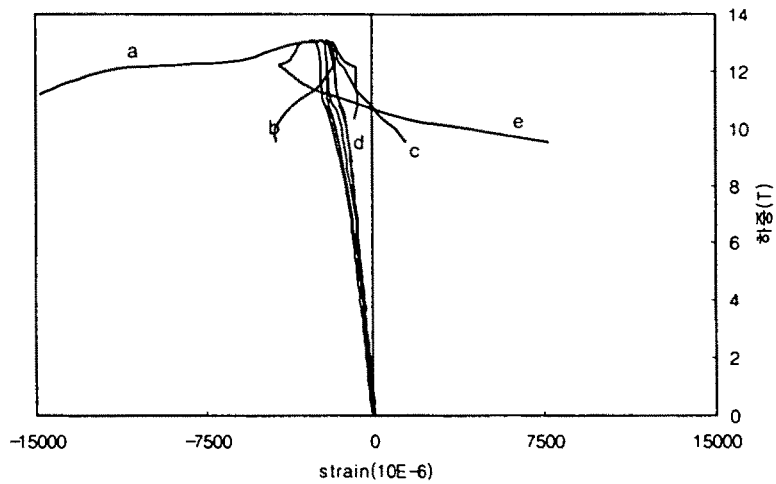
(d) B4 실험체

사진 2. 21 실험 후 개구부의 형상

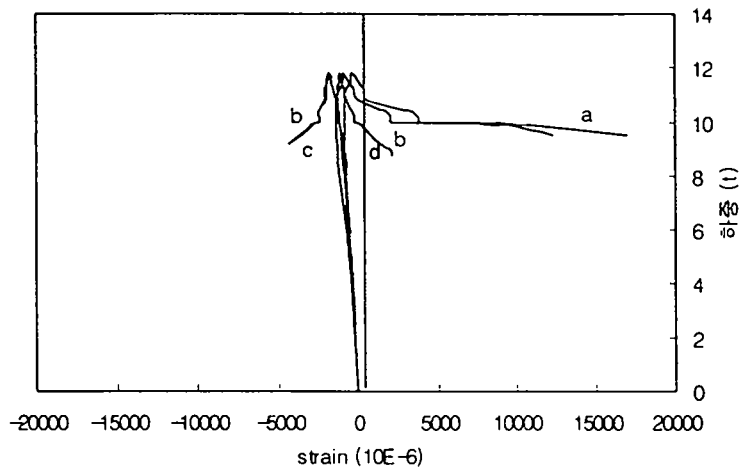
그림 2.22는 웨브(a와d)와 플랜지(b, c와 e)에 부착한 스트레인게이지의 값을 나타낸 것으로 최대내력후 하중이 감소함에 따라 변형도가 증가하는 것으로부터 좌굴이 발생함을 알 수 있다.



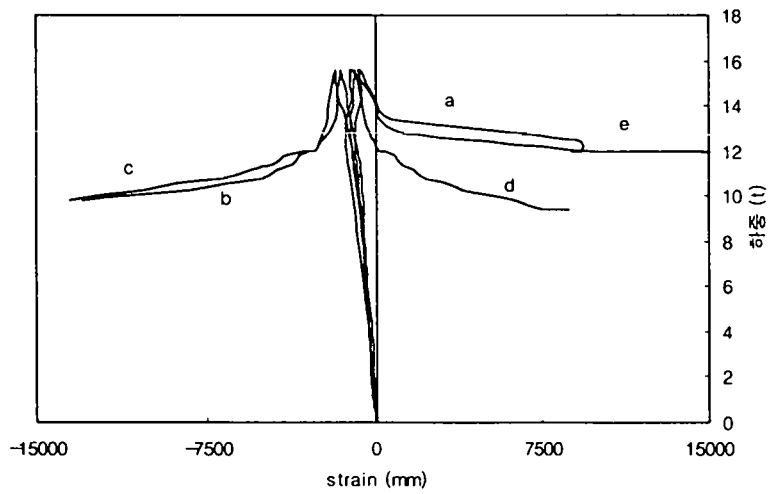
(a) B1 시험체



(b) B2 실험체



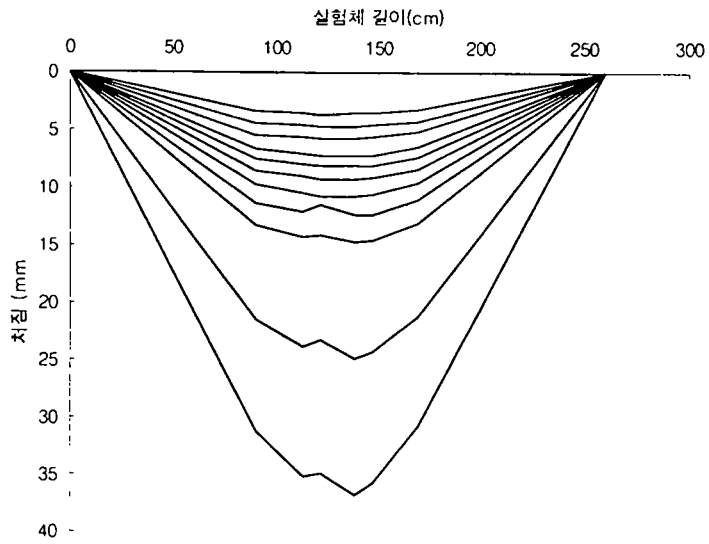
(c) B3 실험체



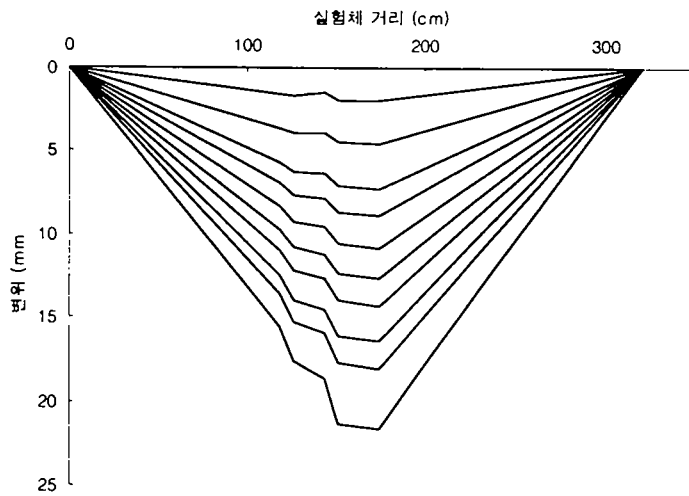
(d) B4 실험체

그림 2. 22 실험체의 strain

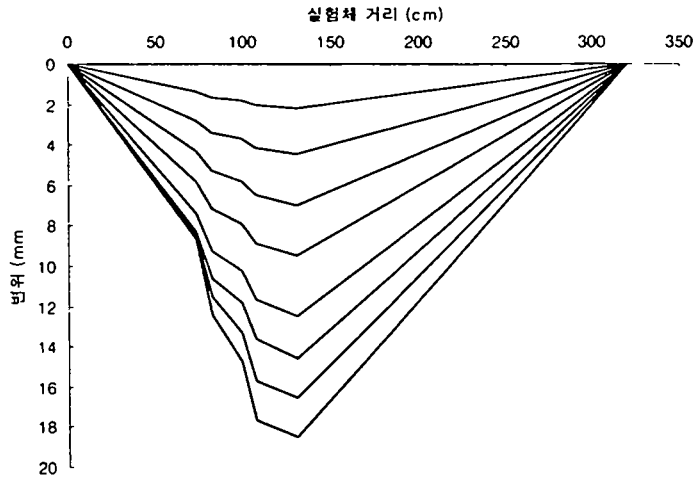
그림 2.23은 하중에 따른 처짐의 변화를 나타낸 것으로 개구부 주위에서 국부변형에 따른 처짐증가가 발생함을 보여 주고 있다.



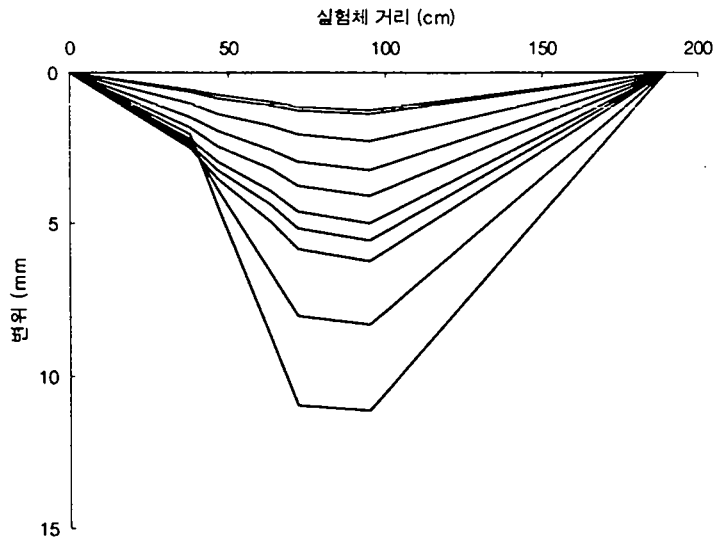
(a) B1 실험체



(b) B2 실험체



(c) B3 실험체



(d) B4 실험체

그림 2. 23 처짐 그래프

그림 2.24는 전단-휨 응력비의 변화에 따른 최대내력에서의 개구부 위치의 모멘트 변화를 나타낸 것으로 전단-휨 응력비가 35%일 경우 모멘트가 순수휨모멘트가 작용할 경우보다 40% 정도 감소함을 알 수 있다.

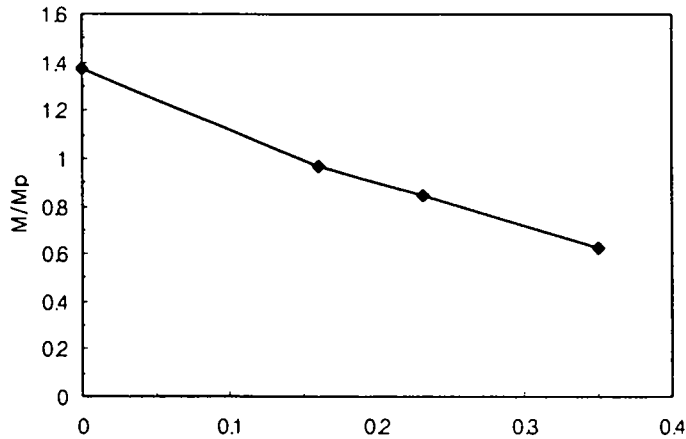


그림 2. 24 모멘트 저하 그래프

그림 2.25는 실험결과를 식(2-1)과 비교한 것으로 식(2-1)에 따라 개구부 위치에서의 내력을 구할 경우 상당히 안전한 결과를 주는 것을 알 수 있으며 단면의 항복후 변형도 경화에 의한 강도증가가 그 이유인 것으로 추정된다.

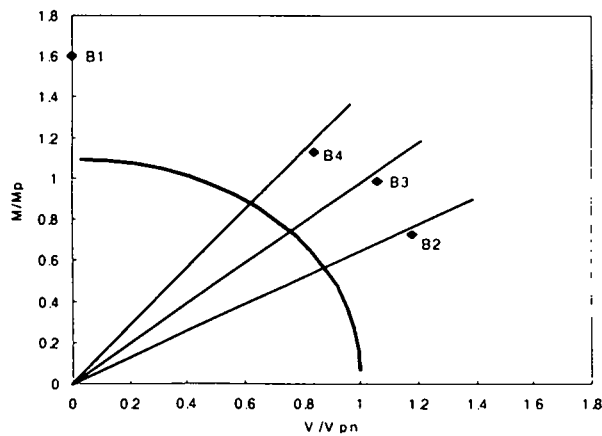


그림 2. 25 V/M 무차원 상관 곡선과 실험값

5. 결론

H형강을 구조부재로 사용하는 유리온실의 경우 스펠에 비해 보의 춤이 매우 작으므로 주로 휨모멘트에 의해 단면이 결정된다. 실제로 9m 스펠의 유리온실의 경우 지붕거더에 작용하는 전단력은 웨브 전체 단면의 항복전단력의 20%에 미치지 못하므로 본 연구에서와 같이 보춤의 70%에 해당하는 개구부를 뚫어도 전단력을 받을 수 있다. 또한 전단-휨 응력비가 크지 않은 영역에서는 개구부를 연속적으로 뚫어도 상호작용의 영향이 크지 않으므로 유리온실의 지붕구조로 사용되는 경량 H형강에 개구부를 뚫는 것은 합리적인 경량화의 방안이 될 수 있다. 지붕구조에서 최대모멘트와 최대전단력은 모두 내부기둥과 거더가 만나는 위치에서 발생하나 이 곳에서 멀어질수록 모멘트의 분포가 급격히 감소하므로 기둥과 거더가 만나는 지점에서 일정거리 떨어진 위치 부터 개구부를 설치하며 본 연구에서 제안한 전단력-모멘트 강도식을 사용하여 설계하면 충분히 안전한 설계가 될 수 있으며 결국 10% 정도의 경량화가 가능하다.

제3장 폴리머 복합재의 성능 연구

제1절 서 설

제2절 기존 폴리머 콘크리트에 관한 연구

제 3 절 폴리머 콘크리트에 대한 실험 계획

제4절 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

제5절 폴리머 콘크리트 휨 부재의 구조적 거동

여 백

제 3 장 폴리머 복합재의 성능 연구

제1절 서 설

1.1 연구배경 및 목적

외국에서는 주로 철근 콘크리트를 이용하여 온실 기초 부위를 프리캐스트화하고 있다. 이는 철근 콘크리트의 프리캐스트화에 대한 연구 결과가 많고 콘크리트의 물성이 잘 알려져 있으며 재료가 경제적이고 제작이 쉽기 때문이다. 그러나 프리캐스트 콘크리트 부재는 무게가 커서 운반 및 설치가 어렵고 이를 위한 별도의 장비가 필요하며, 우리나라와 같이 산성화된 토양에서는 성능저하가 발생하는 단점이 있다. 따라서 장비의 투입이 힘든 지역에 온실구조를 설치하기 위해서는 이런 단점들을 해결할 수 있는 경량화된 프리캐스트 부재가 필요하다. 이를 위해 내구성이 우수하고, 산성화된 토양에 견딜 수 있도록 내화학성을 지닌 제품화가 쉬운 고강도 재료가 필요하다.

폴리머 콘크리트는 일반 콘크리트에 비해 4배 이상의 고강도를 발휘하고, 내화학 성능이 우수한 재료로 알려져 있다. 또한 3일 정도의 공기 중 양생으로 제품생산이 가능하며, 일반 콘크리트보다 균질한 품질을 얻을 수 있다. 폴리머 콘크리트에는 다음 세 종류가 있다.

(1) 폴리머-시멘트 콘크리트(PCC)

폴리머-시멘트 콘크리트는 액상이나 파우더의 형태로 단량체(monomer)나 중합체(polymer)가 콘크리트에 더해지는 재료를 의미한다. 즉, 콘크리트에 폴리머 계열의 재료를 넣어서 만든 콘크리트로 그 성질이 일반 보통 콘크리트와 유사하다. 현재까지 latex modified concrete 와 epoxy modified concrete가 개발되어 성능저하가 발생한 콘크리트의 덧침이나 산업용 건물의 표면에 사용하고 있다. 이는 폴리머-시멘트 콘크리트가 고내충격성, 내마모성, 내화학성, 내동결-융해성능을 지니고 콘크리트와의 접착성이 우수하기 때문이다. 그러나 건조수축이나 크리프에 의한 변형이 크므로 주의해야 한다.

(2) 폴리머 함침 콘크리트(PIC)

폴리머 함침 콘크리트는 단량체로 함침 또는 중합시킨 포틀랜드 시멘트 콘크리트이다. 폴리머 함침 콘크리트는 경화된 콘크리트의 표면온도를 150℃까지 건조시켜 습기를 제거하고 진공 처리한 후, 전체 혹은 부분적으로 저점도의 모노머를 압력을 가해 흡입시켜 만든다. 폴리머 함침 콘크리트의 개발은 1965년에 미국에서 시작되었다. 공시체에 국한된 초기의 연구 결과, 강도나 내구성이 크게 증가함을 알 수 있었다. 즉, 함침되지 않은 콘크리트에 비해 2~5배 정도 강도가 증가한 것으로 나타났으며, 인장 강도와 휨 인장 강도는 약 4배, 탄성계수는 2배 이상 증가하였다. 기타 재료적 성질도 크게 증가하였다.

(3) 폴리머 콘크리트(PC)

폴리머 콘크리트는 단량체와 혼합골재로 이루어진 복합체이다. 단량체는 단가, 내구성, 골재와의 접착력, 상온에서의 중합화 정도를 기준으로 선택한다. 주로 사용되는 단량체는 methyl methacrylate 와 polyester styrene이다. PC에서 바인더로 사용되는 폴리머의 량은 골재 무게의 8~28% 정도로, 폴리머량이 PC의 경제성을 좌우하게 되므로 주의해야 한다. 1960년대부터 연구가 활발하여 현재 보수 재료로 널리 사용하고 있으며 다양한 분야에 적용이 시도되고 있다.

보통 폴리머 콘크리트와 포틀랜드 시멘트 콘크리트의 성질을 비교하면 표 3.1.1과 같다.

표3.1.1 보통 포틀랜드 시멘트 콘크리트 및 폴리머 콘크리트의 성질

성 질	포틀랜드 시멘트 콘크리트	PCC	PIC	PC	비 고
압축강도(kg/cm ²)	280-350	280-560	900-1500	400-1500	
인장강도(kg/cm ²)	20-25	40-65	80-120	70-140	
휨인장강도(kg/cm ²)	30-35	100-120	-	80-210	
탄성계수(x10 ⁵ ,kg/cm ²)	2.0-2.5	1.0-1.5	3.5-4.0	0.7-3.5	
수분흡수율(%)	5-6	-	0.3-0.6	-	
동결-융해 저항성능 (사이클/중량감소, %)	700/25	-	2000-4000/0-2	1500/0-1	
내산성	-	1-6	5-10	8-10	
내마모성	-	10	2-5	5-10	

표3.1.1에서 나타난 바와 같이 온실의 옆판과 기초에 주로 발생하는 응력은 휨인장 강도와 압축 강도이다. 따라서 프리캐스트화를 위해서는 탄성계수가 높은 폴리머 콘크리트를 사용하도록 한다.

본 논문에서는 먼저 폴리머 콘크리트의 제조 방법 및 제조된 폴리머 콘크리트의 물리적 성능에 대해 연구하고자 한다.

폴리머 콘크리트는 물 대신 고분자 재료를 결합재로 사용하는 콘크리트-폴리머 복합체이다. 폴리머 콘크리트의 성능을 보통 시멘트 콘크리트와 비교하면 다음과 같다.

- (1) 용도에 따라 가사시간 및 경화시간의 조절이 가능하며, 경화시간이 짧아 조기에 고강도가 발현된다.
- (2) 인장 및 휨 강도가 높다.
- (3) 수밀성, 동결융해 저항 성능이 우수하다.
- (4) 내마모 저항성능이 우수하다.
- (5) 내화학 성능이 우수하다.
- (6) 전기 절연성이 양호하다.

폴리머 콘크리트의 제조시 사용하는 결합재에는 열경화성 수지계, 타르, 변성 수지계, 변성 아스팔트계, 비닐 모노머계 등이 있다. 이중 열경화성 수지계인 불포화 폴리에스터계 수지나 에폭시 수지를 사용한 콘크리트를 가장 널리 사용한다. 미국이나 독일 등에서는 비닐 모노머계인 폴리 메타크릴산 메틸(MMA)을 사용하기도 한다.

본 논문에서는 위와 같은 폴리머 콘크리트의 장점을 이용하여 성능이 개선된 온실 기초부의 프리캐스트화를 위한 기초 단계로서, 폴리머 콘크리트의 제조법, 재료적 성질 및 구조적 거동에 대해 연구하고자 한다.

1.2 연구내용 및 범위

폴리머 콘크리트의 결합재로 불포화 폴리에스터 수지나 에폭시 수지, 열경화성 수지계 폴리에스터 폴리머 재료, 모노머계 MMA 등을 사용하고 있다. 이 외에도 액상 폴리머로 열경화성 수지 계열인 폴리우레탄, 타아르 에폭시, 타아르 우레탄과 같은 타아르 변

성수지, 비닐 모노머인 스티렌 등이 있다. 이러한 재료들이 골재와 중합할 수 있도록 촉진제와 개시제를 첨가해야 하며 경화 시 수축이 크게 발생하므로 수축감소제를 사용해야 한다. 따라서 콘크리트의 성질은 혼합 재료와 경화 조건에 따라 달라진다. 폴리머 콘크리트를 제품화하기 위해서 재료적 조건과 경화조건에 따른 강도 및 품질 편차를 최소화하고, 우수성이 증명된 불포화 폴리에스터를 사용하여 재료적 성능을 확보할 수 있는 제조방법에 대해 연구하였다. 폴리머 콘크리트를 구조적 용도로 제품화하기 위해서는 재료의 기초 물성을 연구하고 다양한 구조실험을 통해 설계식을 제안할 필요가 있다. 이 제안된 설계식을 이용해 구조부재의 거동을 예측할 수 있고 경제적인 부재 설계를 할 수 있다.

특히, 온실구조의 대량공급을 위해서는 경제적인 단면을 구할 필요가 있다. 현재 건설 분야에서 신소재에 해당하는 폴리머 콘크리트로 구조 부재를 만들 경우, 실험적인 접근을 통하여 구조적 성능을 분석하고 부재를 생산하고 있다. 그러나 현실적으로 모든 경우에 대한 실험적 접근이 불가능하므로 재료적 성능에 관한 기존 연구와 구조적 성능에 관한 본 연구의 결과를 바탕으로 구조부재의 성능을 예측할 수 있는 기본 자료를 제시할 필요가 있다. 이에 따라 본 연구에서는 폴리머 콘크리트에 대한 강도시험, 휨시험, 할렬 인장시험같은 재료적 시험을 수행하며 탄성계수, 프와송비 등을 측정하고 구조재 시험을 통해 기초 자료를 축적함으로써 유사한 방법으로 제조된 폴리머 콘크리트의 구조설계에 활용하고 농촌 경량 구조부재에 적용하고자 한다.

미국, 유럽 등에서 폴리머 콘크리트의 구조적 거동에 대한 연구가 진행되고 있다. 그러나 나라마다 사용한 재료의 물성이 다르며 사용 골재의 종류에 따라 역학적 성능이 변하므로 우리 나라에서 생산되는 재료로 제조한 폴리머 콘크리트에 대한 실험적 연구가 필요하다.

본 연구는 폴리머 콘크리트의 재료적 특성 및 구조적 거동에 대한 연구로 연구의 내용 및 범위는 다음과 같다.

- (1) 기존 연구에 대한 고찰
- (2) 폴리머 콘크리트의 제조방법
- (3) 폴리머 콘크리트 기초적인 물성 연구
- (4) 폴리머 콘크리트 부재의 구조적 성능 연구

제2절 기존 폴리머 콘크리트에 관한 연구

2.1 폴리머 콘크리트의 소개

본 연구에서 요약한 내용은 일본에서 출간한 林 富士男 著 「레진콘크리트의 構造的 利用에 關한 研究」를 참고로 하여 작성한 것이다.

2.1.1 개설

폴리머 콘크리트는 콘크리트 폴리머-복합체(concrete-polymer composite)에 따라 폴리머 시멘트 콘크리트(polymer cement concrete : PCC), 폴리머 콘크리트(polymer-impregnated concrete : PIC), 레진 콘크리트로 나뉜다.

폴리머 시멘트 콘크리트는 시멘트 콘크리트에 폴리머를 첨가하고 혼련하여 경화시킨 것이다. 폴리머의 혼화에 의해 휨, 인장강도 및 연신 능력이 증대하며 방수성이 우수해지고 내약품성이 향상하는 등의 특징이 있다. 그 개발연구의 역사는 비교적 오래되어 1930년대에 영국, 아메리카 등에서 천연고무 라텍스, 초산비닐 등을 사용하며 상재, 표면처리재, 방수재로서의 연구 이용이 시작되었다. 1950년대 후반 이후에는 고분자화학 산업의 발전과 함께 각종 폴리머의 개발과 이용이 진행되어서 현재 일반적인 건설재료로서 보급되고 있다. 일본에서는 폴리머 시멘트 몰탈로서 마감재, 보수재등에 널리 사용하고 있다. 폴리머로는 수중에 폴리머의 미립자를 균일하게 분산하여 부유시킨 고무 라텍스(스틸렌 부타디엔 : SBR) 혹은 수지에멜존(폴리 아크릴산 에스텐: PEA, 에틸렌 초산비닐 : EVA)등이 사용되고 있다. PCC의 재료와 혼합, 타설등은 폴리머 혼화재를 넣는 것을 빼고는 종래의 시멘트 콘크리트와 똑같다.

PIC는 경화한 시멘트 콘크리트의 표면으로부터 저점도의 모노머 혹은 올리고머를 조직내의 공극에 함침시킨 후 가열 등에 의해 중합시켜 폴리머화한 것이다. 시멘트 콘크리트 조직내의 공극 이나 미소균열에 폴리머를 충전시킴으로써 고강도를 발휘하고 방수성이 우수해지며 내약품성이 향상하는 등의 특징을 보인다. 1960년대 후반부터 미국에서 개발, 연구하기 시작하여, 1970년대 전반에는 일본에서도 연구를 시작하였다. 함침 모노머로는 메타크릴산메틸(MMA)과 스틸렌 아크리토니트릴 등이 있다. 일본에서는 MMA를 주로 사용하며 중합 방법은 가열에 의한 것이 많다. 그 이용방법으로서는

pre-cast 제품의 제조를 목적으로 하는 공장에서 시공하는 방식을 주로 들 수 있는데, 미국에서는 기존 구조물의 강도, 내마모성, 수밀성을 개선하기 위해 부분적으로 함침을 하는 현장 시공 방식을 시행하기도 한다. 폴리머의 함침율은 pre-cast 제품에서 5~15%(콘크리트중의 중량비), 현장시행에서는 함침깊이 20 ~ 30mm 정도이다. 폴리머 함침 콘크리트는 기재인 시멘트 콘크리트의 제조, 건조, 함침을 위한 침적, 가압, 중합을 위한 가열, 방사선 조사 등 제조공정이 복잡하고, 폴리머의 사용량도 폴리머 콘크리트와 큰 차이가 없으며 상대적으로 단가가 비싸기 때문에 일본에서는 많이 이용하지 않는다. 그러나 내구성을 목적으로 하는 매설형틀 등에 사용하기도 한다.

레진 콘크리트는 폴리머 콘크리트 (PC)라고도 하며 REC 혹은 PC의 약호가 사용되고 있다. 종래는 resin concrete로 불리었지만 최근에는 우리 나라를 비롯하여 전세계적으로 폴리머 콘크리트라고 불리고 있다. 그렇지만 콘크리트-폴리머의 복합체를 종래부터 PC로 약칭하고 있으나, Prestressed concrete나 precast concrete에도 PC라는 약칭이 혼용되고 있다. 이처럼 다른 구조용 재료에 동일한 약호를 사용하고 있지만 외국에서는 주로 폴리머 콘크리트라고 통칭한다.

폴리머 콘크리트는 시멘트 콘크리트의 결합재인 시멘트 수화물 대신 합성수지(폴리머)만을 결합재로 사용하여 filler 및 골재와 혼합하여 경화시킨 것이다. 결합재가 합성수지이기 때문에 강도를 비롯한 역학적 성질이 우수하고 내약품성이 우수하다. 연구개발은 1960년대 전후부터 일본, 서독, 소련에서 시작되었다. 그 후 마감재, 콘크리트 구조보수재, 공장바닥이나 구조용 재료로서의 프리캐스트재의 이용이 높아지고 있으며 각종 연구가 진행되고 있다. 합성수지로는 불포화 폴리에스터 수지를 사용한다. 그러나 현장시공의 경우 경화수축이 작고 경화속도의 조절은 곤란하지만 경화제를 증감할 필요가 없는 에폭시수지를 주로 사용하고 있다. 미국에서는 에폭시수지를 많이 사용하고 있으며 일부 메타크릴산 메틸도 사용하고 있다. 앞서 말한 두 종류의 재료가 시멘트 콘크리트에 첨가물을 가해지는 것이며 전체적인 물성은 시멘트 콘크리트의 그것에 준한다. 한편 폴리머 콘크리트는 시멘트를 전혀 사용하지 않지만 역학적 특성이나 내구성이 우수한 시멘트콘크리트와 유사한 재료로서 취급할 수 있다. 한편 경화수축이 크고 단시간에 발현하는 점, 온도 의존성이 크다는 점 등에서 새로운 재료로서 상당히 다른 취급이 필요하기도 하다. 현재 여러 가지 수지에 대한 연구가 진행되고 있다. 그러나 본 절에서는 본 연구에 필요한 폴리에스터 수지를 이용한 부분만을 요약하고, 구조재료로서 불포

화 폴리에스터 수지를 사용한 폴리머 콘크리트를 중심으로 종래의 시멘트콘크리트와는 다른 측면에 대해 구조용 재료로서의 성상과 문제점을 정리하고자 한다.

2.1.2 폴리머 콘크리트의 재료

(1) 결합재

폴리머콘크리트나 몰탈의 제조시 결합재용의 합성수지로서 불포화 폴리에스터 수지, 에폭시수지등의 열경화성 수지가 사용되어 왔다. 또 자극성이 강한 냄새가 나지만 저점도에서 시공성이 좋은 열가소성 수지인 메탈 크릴산 메틸 모노머도 사용하고 있다.

불포화 폴리에스터 수지는 불포화기를 갖는 폴리에스터(포화다염기산 및 불포화 다염기산과 다가)에 알코올의 혼합물인 알키드를 용해시킨 혼합물이다. 불포화 다염기산으로는 마레인산 및 후말산이, 포화 염기산으로는 프탈산이, 다가 알코올로는 에칠렌 그리콜 및 프로필렌 그리콜이 많이 사용된다. 비닐 모노머로는 스티렌이 많이 이용된다. 또한 경화제로는 촉매로서 메틸에틸케톤 과옥시사이드(MEKPO)와 촉진제로서 나프텐산 코발트의 조합 혹은 과산화 벤조일(BPO)과 디메틸 아니린(DMA), 디에틸 아니린(DEA)의 조합 등이 많이 쓰이고 있다. 이들 경화제를 수지에 첨가하면 라디칼이 발생하여 알키드와 모노머의 가교 반응이 시작되며, 중합되어 삼차원 그물망 구조가 만들어진다.

폴리머 콘크리트에는 가격때문에 울소 프탈산계의 수지가 주로 사용된다. 내열성이나 내식성을 향상시키기 위해 가격이 비싼 이소 프탈산계의 수지(울소계의 1.5배 정도)도 사용되고 있다. 일반적으로 사용하고 있는 수지의 정도는 2-20 포이즈 정도이다.

에폭시 수지(EP)는 말단에 반응하기 쉬운 에폭시기를 2개 이상 갖는 것으로 일반적으로는 비스 페놀 A와 에피크롤 히드린과의 축합물이며 다음의 일반식으로 표현된다. 이것에 아민류나 산무순물, 폴리 아미드 등의 경화제를 첨가함에 따라 중합 반응을 일으켜 삼차원 그물망 구조가 만들어진다. 이 EP의 점도는 130 포이즈 정도이며, REC로 한 경우에는 작업성 등에 문제가 생긴다. 이 때문에 일반적으로는 희석제를 첨가하며 5-30 포이즈 정도로 한 것이 사용된다. 또한 EP의 가격을 그의 생산 규모가 확대됨에 따라 저하하며, 오루소계 UP의 2-4배 정도이지만 경화제의 가격이 3-10배로 높기 때문에 결과적으로 UP의 3-5배 정도가 된다.

메타크릴산 메틸(MMA)모노머는 $CH_2=C-COOCH_3$ 의 화학 구조를 하고 있고 이것이

과산화 촉매 CH_3 등에 의해 중합하여 장쇄상고분자의 메틸메타 크릴레이트(아크릴 수지)로 된다. 폴리머 콘크리트용의 결합재로 사용하는 데에는 트리메틸 프로판 트리메타 크릴레이트(TMPTMA) 등의 가교제가 첨가되며, 중합에는 촉매로서 과산화 벤조일, 촉진제로서 디메틸 아니린 등이 사용되어 그물눈 구조를 갖게 하는 방법이 취해지고 있다.

불포화 폴리에스터는 경화 시의 수축이 크기 때문에 폴리스틸렌, 폴리 초산 비닐 수지 등의 열가소성 수지를 가하며, 저수축으로 한 것도 사용하고 있는데 이것은 기본적으로 열가소성 수지의 팽창에 의해 겉보기 수축을 낮춘 것이다. 이 때문에 팽창에 의한 강도 저하는 피하기 어렵고 더욱이 온도 등의 경화 조건에 따라 수축 저하 효과에 차이가 생길 수도 있으며 상온에서 경화시키는 경우에서의 안정적인 사용은 곤란하게 된다. 또한 불포화 폴리에스터는 분자 구조 중에 에스터 결합을 갖기 때문에 물이나 알칼리에 의해 가수 분해를 받아 열화 하기 쉽고 일반의 내약품성도 EP에 비해 다소 떨어진다.

EP는 경화 수축이 작은 것, 경화제의 증감이 불필요한 것 등의 이점이 있지만, 그 반면에 상온 하에서 일정의 경화 시간을 얻기 위해서는 온도에 따라 경화제를 선정하는 불편함이 있다. 더욱이 충전부터 언급되고 있는 일부 경화제에 의한 피부 자극성으로 인하여 최근 미경화 에폭시 수지를 제작 사용할 경우 안전 위생상의 대책이 필요하다.

MMA는 불포화 폴리에스터나 EP와 달리 점성이 아주 낮기 때문에 작업성 등의 시공성이 우수하다는 것, -20°C 에 이르는 저온에서의 경화성 및 내후성이 우수하다는 것 등에 의해 주목되고 있지만 불포화 폴리에스터의 3-4배 정도로 고가라는 것과 강한 자극적인 냄새가 있는 것, 인화성이 크다는 것, 경화 수축이 많다는 것 등의 결점이 있다.

(2) 충전재 및 골재

폴리머 콘크리트는 액상의 수지를 결합재로 한 것이기 때문에, 시멘트 콘크리트에서 미립자로서 시멘트가 하는 역할, 즉 골재의 공극을 충전시켜 주고 워커빌리티를 개선시키며 재료의 분리 방지 등 위해 충전재(필라)를 첨가할 필요가 있다. 필라로서는 중질 탄산칼슘이나 시리카 분말이 사용되고 있다.

골재는 쇄석, 강자갈, 강모래, 해사, 규사 등의 깨끗하고 건전한 것을 사용하고 있다. 동일 입도로 산치를 달리한 조골재를 사용한 동일 배합의 불포화 폴리에스터 수지 폴리머 콘크리트의 휨 및 압축 강도는 조골재의 형태에 따라 현저하게 변한다. 따라서 조골재는 강하고 견고한 것을 사용해야 하며 조골재의 최대 치수는 10-20mm 정도의 것이

사용하는 것이 적절하다.

골재가 수분을 함유하고 있으면 수지와 골재와의 접촉 강도가 저하하므로 강도 특성상 filler 및 골재의 함수율은 0.5% 이하로 하는 것이 바람직하고 강제 건조한 골재를 사용하도록 한다. 또한 함수율 3%까지의 골재에 대해서 실란 카프링제나 흡수제를 이용해 강도의 저하를 방지하기도 한다. 그러나 현실적으로 강제 건조를 하여 함수율을 0%로 제어하는 쪽이 쉬우며 강제 건조를 하여도 보관 상황에 따라서 공기 중의 수분을 흡착하여 0.5%를 넘을 수 있으므로 골재의 보관시 이에 대한 주의가 필요하다.

(3) 배합

폴리머 콘크리트의 배합은 사용 목적, 제조 방법, 경제성 등에 의해 결정한다. 시멘트 콘크리트와 동일한 타설을 할 경우, 폴리머 콘크리트의 수지량이 많으면 유동성이 커지며 작업성은 좋아지지만, 경화과정에서 재료의 비중 차로 인해 골재가 하부에 가라앉고 상부에는 수지 또는 페이스트가 뜨는 분리 현상이 발생한다. 이 경우 폴리머 콘크리트에는 브리딩수의 증발이나 재흡수같은 현상이 발생하지 않기 때문에 분리된 채로 경화하여 불균일하게 된다. 따라서 폴리머 콘크리트의 배합은 타설이 가능하고 분리가 발생하지 않는 범위에서 결정해야 하지만, 시멘트 콘크리트만큼 자유롭지 못하며, 수지량도 10WT% 전후의 비교적 좁은 범위로 한정되어 있다. 그 결과 일반적인 불포화 폴리에스터-폴리머 콘크리트의 압축 강도는 $1000\sim1500\text{ kg/cm}^2$, 휨강도는 $200\sim300\text{ kg/cm}^2$, 경화 수축은 선 수축율로 0.2~0.5%, 공기량은 3~4% 정도이다. 폴리머 콘크리트에 사용되는 재료의 가격측면에서 양질의 충전재, 골재 및 건조 등의 재처리 비용에 비해 수지가 약 10배 정도 비싸므로 골재의 입경 등을 개선하여 작업성을 높이는 것이 일반적이며, 수지는 가능한한 적게 사용하는 것이 경제적이다.

2.1.3 폴리머 콘크리트의 이용과 구조 설계

(1) 폴리머 콘크리트의 특징

폴리머 콘크리트는 시멘트 콘크리트에 비교하여 다음과 같은 특성을 갖고 있다.

- 1) 압축 강도, 휨 강도, 인장 강도가 크다.
- 2) 수밀성이 양호하고 방수성이나 내동결 용해성에 우수하다.

- 3) 내약품성(특히 내산성)이 우수하다.
- 4) 내마모성이 우수하다.
- 5) 전기 절연성이 크다.
- 6) 안료에 의한 착색이 용이하다.
- 7) 접착제로 용이, 확실하게 구조적인 접착이 가능하다.
- 8) 경화 시간이 광범위하게 조절 가능, 또한 경화 완료까지의 시간이 극히 짧다.
- 9) 기본적으로 시멘트 콘크리트와 동일한 제조 방법으로 생산할 수 있다. 반면 합성수지가 결합재이기 때문에 불연재로 배합하는 것은 곤란하며 내화성, 내열성에 약하다. 또 온도 의존성이 크다.

(2) 폴리머 콘크리트의 구조 이용

폴리머 콘크리트에는 제조 형태에 따라 현장시공과 공장제품의 두 종류가 있다. 현장시공의 대부분은 노면 보수, 댐의 에이프론 등에 사용된다. 수로의 보수, 내식(라이닝) 등의 비구조재적인 용도이지만 한냉지의 도로 포장 재료로 폴리머 콘크리트의 조강성, 고강도, 방수성, 접착성 등을 이용한 소구경 터널 라이닝을 현장 자동시행한 경우도 있다. 또한 공장제품은 수지의 가격때문에 재료비가 비싸지만 그 단시간에서의 경화, 강도 발현에 의한 형틀 회전율의 향상, 양생 용지 등이 적게 들어 설비 회전율이 양호하게 되어 인건비, 설비비 등은 적게 든다. 이 때문에 제조 원가로서는 시멘트 콘크리트 제품의 1.5 ~ 2배 정도로 되고 고강도 외에도 내식성, 수밀성, 내마모성 등 여러 가지의 기능을 복합적으로 요구하는 용도에 대해서는 시멘트 콘크리트 제품과 충분히 대항할 수 있으므로 그 이용은 확대되고 있다. 단, 구조 이용으로서는 전술한 바와 같이 내화성, 내열성에 대한 약점을 갖고 있으므로 이들의 영향을 받지 않는 분야 혹은 영향을 가능한 한 피할 수 있는 분야로서 지하 매설의 구조물에 주로 사용되고 있다. 다음은 사용 예를 나타낸다.

가. 맨홀류

폴리머 콘크리트제 블록 맨홀은 1970년 이전에 실용화되며 일본에서 사용되고 있으며 우리나라에서도 1990년 중반 이후부터 전선용 맨홀로 사용되고 있다. 이 외에 가스, 수도용, 하수도용의 맨홀에도 사용되고 있다. 더욱이 지금은 도시의 미관 등으로 전선류

의 지중화의 경향이 강하고 전선의 접속, 분기, 보수를 위한 맨홀이나 핸드홀로서 사용도 많다. 이들의 맨홀류나 건축용도에서의 매설 구조물로서는 주택의 지하에 매설하여 토지를 유효 적절하게 이용하기 위한 주택용 지하 수납고가 있다. 또한, 사람이 그것의 내부에 들어가는 것을 전제로 하는 맨홀류 이외의 소형의 구조물로는 소화전이 있다. 가스 수도의 각종 메타의 보호 box나 각종 mass등이 있다.

나. 파이프

FRP와 폴리머 콘크리트를 결합시킨 합성관은 경량으로 내식성이 우수하므로 세계적으로 널리 사용되는데 일본에서는 최대경 3000mm까지, 우리 나라에서는 1500mm까지 실용화 되어 있다. 상하수도관, 전선관 등으로서 연약지 혹은 해구 등에도 사용되지만 철근 보강한 폴리머 콘크리트의 고강성 원심형성관이 실용화되고 내식성, 수밀성에 의해 관내에서 발생하는 황화수소에 대한 내부식성이 현저하게 개선되었기 때문에 하수도관으로서의 사용이 증대하고 있다.

다. 약품조 등

폴리머 콘크리트의 내식성을 이용한 것으로 산성액의 탱크, 화학약품의 pump대, 배수구, 약품처리조등의 사례가 있다. 또한 배수구는 서독 등에서는 내식용도 이외의 일반적 용도에도 내동결융해성이 높아서 활발하게 사용되고 있다. 내약품 용도에서는 수지의 종류, grade, 골재의 성질, 약품의 종류, 농도, 온도에 따라 폴리머 콘크리트의 내성능이 다르기 때문에 이용에 있어서는 이들을 충분히 파악해 두는 것도 중요하고 또한 구조재를 겸하는 경우가 많기 때문에 장기하중 뿐만 아니라 단기 하중에 대해서도 충분히 고려하고 균열 등의 발생이 없도록 하는 것이 중요하다.

라. 기타 비구조재로서의 이용

폴리머 콘크리트제의 테라조는 오래 전부터 알려져 왔으나 최근에는 생활의 고급화 지향으로 세면대, 욕조 등도 중량감이 있는 석조의 것이 선호되는 경향에 있어 이 방면에서의 이용이 증대하고 있다. 유럽, 미국에서는 비구조재적인 욕실 뿐만아니라 구조재적인 건물의 내외장재로서 폴리머 콘크리트제 판넬이 사용되고 있다.

폴리머 콘크리트는 커다란 진동 감쇄 특성(주철의 10~20 배)을 갖고 있어서 공작 기계 등의 정밀 기계 pad 혹은 부품으로서의 이용이 있다. 이러한 용도로 서독, 스위스 등에서 활발하게 사용되고 있다.

(3) 폴리머 콘크리트의 구조 설계

이상에서 폴리머 콘크리트의 구조적 이용으로는 용도 및 사용례에서 보여지는 바와 같이 주로 힘을 받는 면 부재로 되고 그 수밀성이나 내약품성 등의 특징과 내열성을 이용하여 지하에 매설하여 사용되고 있는 것이 많다.

폴리머 콘크리트의 구조 설계 방법으로 재료 특성에 근거하여 1985년에 일본재료학회 콘크리트 공사용 수지 위원회에서 「폴리에스터 레진 콘크리트 구조 설계 계산 지침(안)」이 나와 있으나 일반적인 용도로 사용하기는 어려운 상태로 여러 종류의 폴리머 콘크리트에 따라 달라지므로 각 경우와 배합에 대해 연구할 필요가 있다.

폴리머 콘크리트는 중성에 가까우므로 균열이 발생한 후의 철근의 방식 보호성능을 기대하기가 어려우므로 폴리머 콘크리트는 휨 강도가 높으므로 휨 부재로 사용할 경우, 균열 발생전의 단계에서 사용하도록 하는 것이 바람직하다. 현재 폴리머 콘크리트의 구조 설계는 기존의 시멘트 콘크리트, 철근 콘크리트에 대한 설계 방법을 그대로 이용하고 있다. 또한 이 구조설계계산지침(안)에서는 역학적 성질이 충분히 증명된 범위를 대상으로 하고 있다. 따라서 온도에 의해 폴리머 콘크리트의 특성이 많이 결정되므로 사용 환경온도를 50℃이하로 유지한다. 또한 부재의 균열 휨 모멘트의 산정시 철근의 경화 수축에 따른 구속에 의한 내부 응력은 고려하는 것이 바람직하다.

더욱이 폴리머 콘크리트를 구조적으로 이용할 경우 구조체로서 외력을 받음과 동시에 목적에 따른 제기능을 가진 것이 많다. 따라서 구조체로서의 역학적인 요건을 만족함과 동시에 기능을 발휘할 수 있도록 하는 설계 방법 즉, 구조 설계와 기능성이 설계시 확보될 수 있도록 한다. 그러나 기능성 설계에 대해서는 그 개념이 새롭고 방법에 대해서 아직 확립된 것이 없다. 따라서 폴리머 콘크리트의 제기능을 구분하여 그 각각에 대한 평가 파라미터를 기준으로 필요로 하는 기능을 만족시켜주는 방법이 고안, 수립할 필요가 있다. 현재는 폴리머 콘크리트의 기능을 명확하게 구분하는 단계에 있다.

2.2 폴리머 콘크리트의 성질 및 발현

2.2.1 서언

불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 강도, 탄성계수 등의 역학적 성질의 값 등에 관한 이전의 연구는 온도 의존성에서도 많이 포함되어 있으나, 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 경화가 임의로 조절할 수 있음에도 불구하고, 구조설계의 설계용 값으로서, 시멘트콘크리트의 28일 강도에 해당하는, 이들 성질을 대표하는 값에 대한 연구는 없다.

또한, 폴리머 콘크리트도 치수 의존성이 크기 때문에 강도 공시체의 치수를 폴리머 콘크리트의 경우는 어떻게 결정할 것인가 하는 것에 대한 연구는 적은 편으로 주로 시멘트 콘크리트에서 사용하는 방법을 사용하고 있다.

폴리머 콘크리트를 구조재료로서 적절하게 설계하기 위해서는, 강도 같은 역학적 특성에 대한 설계용 수치를 결정할 필요가 있다. 강도시험은 폴리머 콘크리트용의 불포화 폴리에스테르 수지로서 가장 널리 사용되고 있는 울소 프탈산계 불포화 폴리에스테르를 사용한 폴리머 콘크리트를 대상으로 하였다. 경화반응에 의해 유체로부터 고체로 변화하여 가는 과정을 겔화라고 한다. 폴리머 콘크리트의 겔화시간(가사시간)을 실용 범위인 30~180분 사이에서 다양하게 변화를 주어 이 때의 강도, 경화수축, 탄성계수, 대수감쇠율 등에 대해 조사함으로써, 폴리머 콘크리트의 구조설계에 있어서 설계용 수치를 선택할 시기 등을 정리하였다.

강도의 치수 의존성에 조사하기 위해 10~25mm 사이에서 조골재의 최대치수를 변화시킨 배합에 대해 다양한 크기로 공시체를 제작, 그 일부를 강도시험하여, 조골재 최대치수와 치수 의존성 및 공시체 제조조건과 강도에 대해서도 요약하였다.

2.2.2 폴리머 콘크리트의 특성 발현

가. 겔화 시간과 물성 발현의 시험결과 및 고찰

표 3.2.1에 표시한 것처럼 겔화시간을 30분, 60분, 120분 및 180분으로 변화시켜 배합한 폴리머 콘크리트의 경화수축, 탄성계수, 대수감쇠율 및 강도 등에 대해서 재령 14일 이내의 초기에 발현하는 특성에 대해 조사하였다. 이 때 폴리머 콘크리트공시체 제작시의 재료온도, 제작 및 제작후의 공시체의 보관(양생) 및 특성 측정시의 온도는 전부 20℃이다.

표3.2.1 특성발현에 사용한 배합표

재료명	배합(%)	재 료
수지	11	올소프탈산계 불포화 폴리에스테르 수지(점도 4 포이즈)
충전재	20	중질탄산력 칼슘(평균 입경 40 μ)
세골재	20	최대치수 0.6mm, F.M = 1.3
조골재	49	최대치수 10mm, F.M = 5.9
촉 매	적량	메틸에틸케톤다오키사이드(활성산계량 10%)
촉진제	적량	나프텔산 코발트(코발트량 6%)

(1) 경화수축의 발현

폴리머 콘크리트의 경화수축은, 겔화시간의 빠르고 늦음에 관계없이 겔화 후의 시간으로부터 발현까지, 수축량의 대개 10~20%까지는 비교적 완만한 증가를, 70~80%까지는 급격한 증가를, 90~95%까지는 다시 비교적 완만한 증가를 하고, 이후는 아주 완만한 증가를 나타내서 3개의 변화점(변화점 A: 완만->급격, 변화점 B: 급격->완만, 변화점C:완만->미증)이 존재하는 형태이다. 각 겔화시간에서의 경화수축이 빠른 경우에는 10시간 이내에서 완만하게 되고, 겔화가 느린 경우에서도 48시간 이내에는 완만하게 되어, 경화수축의 발현은 그 시간 정도에서 끝난다고 할 수 있다. 또한, 겔화가 느린 배합일수록 경화수축의 시작이 느리고, 증가속도도 작다. 더욱이 경화수축의 양도 겔화가 느릴수록 적다. 겔화 시간의 빠르고 늦음은 단순히 경화개시의 빠르고 늦음을 나타낼 뿐 아니라, 수축의 발현속도(경화반응의 진행속도)에도 영향을 주고 있다.

(2) 탄성계수의 발현

탄성계수의 발현은, 경화수축의 경우와 동양의 경향을 표시하고, 발현율의 대개 10~20%까지는 비교적 완만한 증가를, 그 후 70~80%까지는 급속한 증가를, 90~95%까지는 다시 비교적 완만한 증가를, 그 후는 아주 완만한 증가를 나타내는 변화점이 있다. 겔화 시간은 탄성계수의 발현과 속도에 영향을 준다. 단, 겔화가 빠른 배합에서는 공시체의 탈형시간의 제약에 의해, 발현의 시작을 확인할 수 없었다.

동탄성계수의 발현은 겔화가 빠른 경우에는 10시간이내에는 완만하고, 겔화가 느린 경

우에도 48시간이내에는 완만하게 되며, 경화수축이 없어지는 시간쯤에 끝난다. 정탄성계수는 동탄성계수보다 느리게 발현하며 그 발현의 종료도 느리다. 정탄성계수에서는 겔화가 느린 배합일수록 그의 최종 값도 작은 값을 나타내고 있다. 또한 정탄성계수의 최종 값은 동탄성계수 보다 10%정도 낮은 값이다.

이것은 동탄성계수가 엄밀한 의미의 후크의 법칙과는 일치하지 않으며 비탄성계수보다 큰 응력 level에 대한 할선계수이기 때문에 정탄성계수보다 낮은 값이 된다. 또한 큰 응력 level에 건디는 골격이 경화에 의해 형성되므로 보다 많은 시간을 필요로 하기 때문에 정탄성계수의 발현은 늦어지는 것으로 생각된다.

(3) 강도

휨강도 및 압축강도는 겔화시간 30분인 경우에는 2시간, 60분일때는 3시간, 120분일때는 5시간정도에 측정가능한 강도 (휨강도 : 50 kg/cm², 압축강도 : 200kg/cm²)가 되고 다른 경우와 마찬가지로 급격하게 증가 한 후 완만하게 증가하는 것으로 나타났다. 휨 강도는 20시간, 24시간, 30시간정도에서, 압축강도는 30시간, 40시간, 50시간정도에서 거의 일정치가 된다. 이상에서 겔화 시간은 강도의 발현과 그의 발현속도에 영향을 미치는 것을 알수 있다. 강도에 대해서는 수지의 경화정도 이외에도 골재의 계면상태에 의한 부착강도차 등에 따른 차가 크기 때문에 겔화 시간에 의한 강도 발현종료 시간의 판정은 곤란하지만, 겔화가 느린 경우에서도 48시간정도에서 강도의 발현은 끝난다고 할 수 있다.

(4) 제조시기와 특성발현

연구 대상으로 하고 있는 구조재에서는 그의 치수가 크기 때문에 가열경화 혹은 가열양생을 일으키는 것은 희박하고, 상온경화의 상온양생이 주체가 된다. 그래서 춘하추동의 각 온도조건에서의 물성발현을 조사하기 위해, 재료 온도와 제작시 작업온도를, 35℃, 20℃ 및 5℃로 하고 겔화시간을 40분으로 하여 표 3.2.1에 표시한 배합으로 폴리머 콘크리트를 제작시 그 온도에서 양생한 경우와 실온에 방치하여 외기온에서 양생한 경우에서의 1년간의 동탄성계수, 대수감소율의 발현에 대해 시험하였다. 또한, 특성측정시의 공시체온도는 2일째까지는 양생온도로 하고, 7일까지는 측정 24시간전부터 20℃의 실내에 공시체를 옮겨 온도가 20℃가 되도록 조절하였다.

(5) 동탄성계수의 발현

제작 및 양생조건을 20℃, 35℃로 겔화 후 몇시간이 지난 뒤 급속하게 발현하고 그 이후는 완만한 발현을 하며 1일 이후 조금씩 증가하다 거의 일정하게 된다. 5℃에서 제작하여 그 온도에서 양생한 것은 겔화후 1일까지 급속한 발현이 있고, 그 이후 완만한 발현을 하며 2일 이후는 약간 증가하는 정도며 그 이후는 일정하였다. 그러나, 고온에서 제작한 것과 비교해서 동탄성 계수는 7%정도 작다.

또한, 20℃, 35℃에서 제작하여, 외기온에서 양생한 것과 제작시 온도에서 양생한 것에서는 탄성계수의 발현 및 최종 값에 차이는 없는 것으로 나타난다. 그러나, 5℃에서 제작하여 외기온에서 양생한 경우의 동탄성계수의 최종 값은 고온도 응력의 결과 때문인지 큰 값을 나타내며, 고온에서 제작한 것과의 차는 3%정도로 되었다. 더욱이 봄과 가을에 동일한 20℃에서 제작하여, 그 후에 외기 온도에서 양생한 것에서는 높은 온도를 빨리 접한 봄에 제작한 공시체가 조금은 큰 값을 나타낸다. 따라서 초기의 경화반응이 끝난 후 온도 응력에 의해 동탄성계수에 영향을 받으므로 빠른 시기에 고온에 접하는 것이 효과적이라고 말할 수 있겠다. 단, 이 효과는 탄성계수 값에 비하면 편차 이내에 있는 것으로 상온경화에서 상온양생 하는 경우, 폴리머 콘크리트의 동탄성계수는 제작 후의 몇일이내에 발현이 끝난다 볼 수 있다.

(6) 특성의 발현 순서

각종 특성의 발현율은 시간 경과에 따라 먼저 경화반응에 의한 발열과 경화수축이 일어나고 다소 늦게 동탄성계수의 발현과 대수감소율의 감소가 발생한 후 강도의 발현이 있다. 이러한 특성의 발현 및 종료와 관련한 관계는 폴리머 콘크리트의 겔화 시간에 관계없이 일정하였다.

(7) 경화조건과 특성의 발현

불포화 폴리에스터수지의 경화는 경화제에서 발생한 1차 라디칼에서 수지의 불포화산 이중결합에 모노머 라디칼이 생겨 이중결합이 끊겨서 모노머와 종합하는 가수반응이 연차적으로 일어나는 것이다. 겔화는 이의 반응이 어느 단계까지 진행하여 수지의 유동성이 없어지는 것이다. 겔화의 조정은 1차 라디칼의 발생량을 제어하며 이것에 이어지

는 반응의 속도를 늦춰준다. 따라서 겔화를 느리게 하면 반응의 진행속도도 느리게 되고 특성의 발현에 시간을 필요하는 것이 되지만 가교반응이 100% 달성된다면 얻어지는 특성은 같게 될 것이다. 그렇지만 겔화가 늦을수록, 온도가 낮을 수록 경화 반응이나 탄성계수에서 차가 발생하는 것으로 나타났다. 이것은 반응의 진행이 늦으면 반응열의 발산으로 필요한 에너지의 공급이 부족하기 때문에 반응이 완료되지 못한다. 혹은 완만한 반응이기 때문에 어느 단계 이후에서는 분자의 이동이 이미 형성된 골격에 의해 저해되어 반응의 진행에 많은 시간이 필요로 하게 되고 반응이 극히 완만하거나 진행되지 않는다. 동탄성 계수, 대수감쇠율의 경우 이들 발현이 늦은 경우에서의 특성치가 시간의 경과에 따라 발현이 빠른 경우에서의 물성치와 유사해지는 현상은 보여지지 않고 수지의 열변형 온도 혹은 그 이상의 온도에서 몇시간 혹은 몇일간 강제가열을 하는 AFTER CURE에 의해 경화지수의 유동성을 높여 creep 현상을 촉진하게 된다.

폴리머 콘크리트는 경화반응의 어느 단계에서 형틀을 제거하면 외기온과의 큰 차가 없는 실내에서 보관된다는 것을 고려하여 특성 발현이라는 측면에서 불포화 폴리에스테르 폴리머 콘크리트를 고온에서 양생시키거나 또는 단시간에 특성 발현을 완료시키는 것이 바람직하다.

5℃, 20℃, 35℃ 온도에서의 특성을 비교하면 5℃와 20℃와의 사이에 크게 영향을 받으므로 특성이 발현하기까지는 대개 10 ~ 15℃이상에 보관하는 것이 바람직하다.

겔화가 빠를수록 결과는 연속반응이 급속하여 단시간에서 특성 발현이 완료되기 때문에 양호한 결과가 얻어지게 된다. 따라서 겔화는 즉 가사 시간을 길게 둘 필요가 있는 경우에는 겔화에서 특성 발현완료까지의 시간을 짧게하는 방책(예를들면 경화가 MEKPO와 나프텐산 오발트의 경우에는 디메틸아니린, 아세틸렌아세톤등을 첨가하는 혹은 사용수지에는 반응성이 높은 것을 고른다 등)을 취하면 좋다.

(8) 설계에 필요한 값의 선택

구조재료로서의 불포화 폴리에스테르 폴리머 콘크리트의 제작 조건 등을 고려해 보면 실용적인 겔화 시간 및 온도의 범위 내에서는 겔화가 30분 이하의 빠른 조건일 경우 12 ~ 24시간에서와 같이 양생조건에 따라 3시간정도로 느리게 최종 값에 도달하고 5℃로 저온에서도 48시간 이내에 최종 값의 90 ~ 95%의 특성을 발현하고 있다. 이 설계 값의 선택 시간은 시멘트 콘크리트의 경우와 같이 28일로 결정할 필요는 없으며 2일 (48시간) 혹은 1일 (24시간)에 사용하여도 무방하며 길어야 6일이면 충분하다.

나. 휨 강도의 치수

시험을 위한 적절한 공시체의 크기를 조사하기 위하여 표 3.2.2의 각 배합에 따라 폴리머 콘크리트를 제작하고 단면치수가 6×6, 10×10, 15×15, 20×20, 25×25cm이며 길이가 각각의 단면 크기의 4배인 5종류의 사각형 공시체를 각각 3개씩 제작한다.

공시체는 폴리머 콘크리트의 경화후 1시간 후 탈형하고 1일이 되면 80℃로 가열해서 15시간동안 가열양생을 하였다. 강도시험까지는 20℃의 실내에서 보관하였다.

표3.2.2 폴리머 콘크리트의 재료와 배합(중량비, %)

재료명	배합 1	배합 2	배합 3	재료의 상세
수지	10	10	10	울소 프탈적계 불포화 폴리에스터수지 (점도 4포이즈)
충단재	20	20	20	중질탄산칼슘(평균입점 40μ)
세골재	20	20	20	최대치수 0.6mm, F.M=1.3
조골재	50	--	--	최대치수 10mm, F.M=5.6
조골재	--	50	--	최대치수 15mm, F.M=6.2
조골재	--	--	50	최대치수 25mm, F.M=7.6
촉매	젤화45분적량			메틸에틸케솔파라오키사이트 (활성산표량 10)
촉진제	젤화45분적량			나프렌산 코발트 (코발트 6%)

휨 강도시험은 지점간격을 공시체의 단면 높이의 3배로 하는 3등분 지점 재하 방식으로 하였다. 시험체의 재령은 10일로 했다.

각 배합의 동일치수에서의 휨 강도를 비교해보면 골재 치수가 큰 배합의 휨 강도는 골재치수가 작은 배합의 강도보다 작은 값이다. 또한, 이러한 현상은 공시체 치수가 작은 경우일수록 그 차이가 크게된다. 파괴는 응력 집중이 큰 골재와의 계면에서 일어나고, 골재의 치수가 클수록 응력 집중의 정도가 크게된다. 따라서 최대치수가 작은 조골재를 사용하면 단면의 수지가 균일하게 배치되므로 균질하게 되어 응력의 정도가 작게된다. 또한 단면치수가 커짐에 따라 작아 진다. 이는 15mm 및 25mm 골재를 사용한 배합에서는 단면치수 6cm인 공시체가 10cm 이상의 경우보다 강도가 작아 균질한 공시체의 제작이 불가능했기 때문이라고 생각한다. 단면치수가 10cm 이상인 공시체의 강도실험 결과 골재치수가 작을수록 휨 강도의 저하가 크고, 골재치수가 작을수록 강도의 치수 의존성이 크다.

폴리머 콘크리트의 휨 강도는 단면 6cm에서 25cm까지 직선으로 감소하리라 추측된다. 실제로 공시체 전단높이의 0.25~0.20승 만큼 저하되고 있다. 시멘트 콘크리트는 0.15승 정도 저하되는 보고가 있으므로 폴리머 콘크리트는 강도의 치수의존성이 큼을 알 수 있다.

폴리머 콘크리트의 휨 강도를 근거로 구조 설계를 하는 경우, 이상에서 언급한 치수에 따른 강도 특성을 고려해야 하며 대상 구조부재의 두께치수나 유사한 치수의 전단높이를 갖는 공시체의 강도시험결과 혹은 부재치수로 변환하여 계산한 휨 강도를 사용해야 한다.

휨 강도는 공시체의 높이가 무한할 경우 인장강도와 동일하다고 간주한다. 이 때문에 비경제적이지만 휨 강도대신에 이것보다 낮은 값인 인장강도를 이용해 설계할 수도 있다.

2.3 폴리머 콘크리트 특성의 온도 의존성

2.3.1 개요

폴리머 콘크리트는 온도 의존성이 시멘트 콘크리트에 비해서 현저하게 크다. 따라서 폴리머 콘크리트를 구조재료로서 이용하는 경우 이 온도 의존성을 파악하는 것이 사용 환경온도의 설정이나 구조설계시 중요하다.

세 종류의 불포화 폴리에스테르 수지(UP)와 두 종류의 에폭시수지(EP)에 대해서 수지의 열변형온도(HDT) 및 유리 전이온도(Tg)를 조사해 이들 수지를 사용한 폴리머 콘크리트의 변형 특성 및 강도를 각 온도에서 측정하였다. 또 폴리머 콘크리트의 특성에 온도가 미치는 영향을 수지의 종류 및 양으로부터 폴리머 콘크리트의 구조설계시 현실적으로 특성변화를 고려해야 할 온도를 조사하였다.

불포화 폴리에스테르로 가장 널리 사용되고 있는 오르소 프탈산계 불포화 폴리에스테르인 UP-1보다 내열성이 좋은 이소 프탈산계 불포화 폴리에스테르인 UP-2 및 울소 프탈산계의 알키드의 조성을 바꾸어 필요 모노머량을 낮춘 저수축성·고내열성능을 지닌 세 종류의 UP-3를 사용하였다. 또한 EP로는 희석제를 첨가하여 수지의 점도를 낮춘 비스페놀 A형 EP와 변성 방향족 아민 등을 중량비로 100:70으로 배합한 EP-1 및 희석제를 첨가하여 수지의 점도를 낮추고 열적 특성을 개량한 비스페놀 A형 EP와 지방족 아민과 중량비로 100:20으로 배합한 EP-2 등 두 종류를 사용하였다.

2.3.2 시험

사용한 수지의 종류 및 특성은 표 3.2.3과 같다. 기타의 재료로는 최대치수 10mm, FM = 5.9인 조골재, 최대치수 0.6mm, FM = 2.0인 세골재, 충전재인 중질탄산칼슘 (평균 입경 40μ)을 사용하였다. 또한 불포화 폴리에스터의 경화제와 촉매, 촉진제는 각각 메틸에틸 케톤 파옥시사이드와 6% 나프텔산 코발트를 사용하였다.

본 연구에 사용한 폴리머 콘크리트에는 넓은 의미에서 레진 모르터를 포함하며, 수지량이 10~ 13%인 레진 콘크리트와 수지량이 20%의 레진 모르터, 폴리머 콘크리트의 배합비(중량)을 표 3.2.4에 나타내었다.

수지의 반응성 차이를 없애기 위해 폴리머 콘크리트의 공시체를 반죽 후 24시간 후 80℃에서 24시간동안 양생하였다. 불포화 폴리에스터의 촉매 및 촉진제는 가사시간이 60분 정도 되도록 조절하여 첨가하였다.

또한 EP수지의 공시체에는 소량의 경화제를, 불포화 폴리에스터수지 공시체에는 가사시간이 60분정도 되도록 촉매, 촉진제를 첨가하여 제작하였다. 폴리머 콘크리트 공시체와 같은 목적을 위해 같은 방법으로 양생하였다.

표3.2.3 사용수지의 열적특성

기호	수지종류	HDT(°C)	Tg(°C)
UP-1	올소후탈 산계불포화 폴리에스테르 수지 (정도 4포이즈)	72	98
UP-2	이소후탈 산계불포화 폴리에스테르 수지 (정도 4포이즈)	87	113
UP-3	올소후탈 산계불포화 폴리에스테르 수지 (정도 4포이즈)	87	118
EP-1	비스페탈 수지 1관능형회식 (정도 7포이즈)	45	65
EP-2	비스페탈 수지 3관능형회식 (정도 7포이즈)	63	78

표 3.2.4 폴리머 콘크리트의 배합 (wt, %)

배합명칭	수지	충진재	세골재	조골재
10%	10	20	20	50
20%	13	19	19	49
30%	20	30	50	-----

(1) 수지의 열변형 특성

수지의 동탄성계수는 25℃부터 온도가 높아감에 따라 약간 감소한다. 표3.2.3의 HDT보다 10~20℃ 낮은 온도부터, Tg보다 15℃정도 높은 온도 사이에서 급속히 저하한다. 온도 의존성은 수지의 종류에 관계없이 크다. 급속한 저하가 시작되는 온도와 HDT와의 관계는 수지에 따라 다르다. 이 도가 HDT보다 낮은 이유는 HDT는 규정의 처짐량에 도달하는 온도를 측정하는 시험방법인데 처짐의 급속한 증가는 HDT보다 낮은 온도에서 시작하기 때문이다.

(2) 폴리머 콘크리트의 열적 특성

폴리머 콘크리트의 비열은 수지량에 따라 약간씩 다르다. 그러나 수지량이 같을 경우 수지의 종류에 따른 비열차가 없다. 또한 이 값은 시멘트 콘크리트와 비슷하며, 강재보다 1.6배 정도 크다. 폴리머 콘크리트의 열전도성은 표 3.2.5에서와 같이 수지량이 증가하면 감소하지만, 수지의 종류에는 크게 영향을 받지 않는다.

열전도율은 온도가 상승하면 약간 낮아지는 경향을 보인다. 폴리머 콘크리트의 열전도율은 시멘트 콘크리트의 1.5배 정도이고, 강재의 1/30~1/50 정도이다.

표 3.2.5 폴리머 콘크리트의 열특성

수 지	배합비	비열(J/gK)	열전도율 (W/mK)	열탄성율 ($\times 10^{-5}K^{-1}$)	비 고
UP -1	10%	0.80	1.46	1.59	
UP -1	20%	0.84	0.95	2.18	
EP -2	10%	0.80	1.48	1.25	
시멘트 콘크리트		1.05	0.92	1.00	
		0.84	1.00	1.05	
강(鋼)재		-----	-----	1.20	
		0.48	50.0	1.07	

(3) 폴리머 콘크리트의 변형특성

가. 폴리머 콘크리트의 열팽창

폴리머 콘크리트 팽창률은 온도 의존성이 있다. UP-1 폴리머 콘크리트는 50~60℃ 정도, EP-2 폴리머 콘크리트는 40~60℃ 정도에서 직선성이 없어진다.

이 점 이하에서는 팽창률과 온도의 관계가 거의 직선적이다. 이 범위에서 산출한 열팽창률을 표3.2.5에 나타내었다. 이 범위에서 팽창률은 시멘트 콘크리트나 강재의 1.5배, 수지량이 많은 모르타의 경우 2배 정도이다

폴리머 콘크리트를 구조용으로 이용할 경우 이런 특성들이 문제가 된다. 즉 온도변화에 따른 보강재나 보수재의 변형거동이 일체하도록 주의해야 한다. 열전도율과 열팽창률은 시멘트 콘크리트의 1.5배이지만, 열전도율은 강재보다 극히 작고 시멘트 콘크리트와는 비슷하다. 이 온도 범위에서는 철근 콘크리트의 설계시 사용하는 강재와 콘크리트의 열팽창이 같다고 가정해도 좋다.

나. 폴리머 콘크리트의 동탄성계수

폴리머 콘크리트의 동탄성계수는 수지의 종류와 관계없이 현저한 온도의존성을 보이고 있으며 어느 온도 이상에서 급속히 감소한다. HDT가 낮은 수지(UP-1, EP-1)를 포함하고 있는 폴리머 콘크리트일수록, 낮은 온도에서 저하가 발생한다. 수지의 종류에 관계없이 각 온도에 있어서 폴리머 콘크리트의 동탄성계수는 수지량이 적은 배합일수록 높다. 온도의 상승에 따른 동탄성계수의 저하는 수지량과 무관하며, 열변형 특성에서 기술한 수지의 동탄성계수(E')가 급속히 저하되기 시작하는 온도 근처에서 보다 크게 변하는 것으로 나타났다.

다. 폴리머 콘크리트의 대수감쇠율

폴리머 콘크리트의 대수감쇠율도 수지의 종류에 관계없이 동탄성계수와 마찬가지로 현저한 온도의존성을 나타내고 있으며, 어느 온도이상에서 급속히 증가한다. 이 온도이상에서는 대수감쇠율의 변화가 적고, 거의 직선(일정치)에 가깝다.

폴리머 콘크리트의 대수감쇠율은 수지량과 무관하게 나타났다. 온도 상승에 따른 폴리머 콘크리트의 대수감쇠율 수지량에 관계없이 증가하고, 열변형 특성에서 기술한 수지의 동탄성계수가 급속히 저하하기 시작하는 온도부근에서 변화점이 존재한다.

라. 폴리머 콘크리트의 점탄성비율

점탄성비율도 대수감쇠율과 같은 온도의존성을 나타내고, 먼저 기술한 온도부근에서 변화점이 존재하는 것으로 나타났다.

마. 폴리머 콘크리트의 변형 특성과 온도

폴리머 콘크리트의 변형 특성치는 폴리머 콘크리트의 수지량 및 사용수지, 골재등의 영향을 받지만, 변형 특성의 온도의존성은 사용수지만이 영향을 끼치는 것으로 나타났다. 또한, 폴리머 콘크리트의 변형특성에 대한 온도의존성이 변화하는 지점은 변형특성의 종류에 무관하게 수지마다 일정한 온도에서 발생하며, 열변형 특성에서 기술한 사용수지의 동탄성계수의 급격한 저하가 시작하는 온도근처이다. 이 온도는 변화가 명확한 지점으로 수지량의 영향을 받지 않는 대수감쇠율을 측정함으로써 결정하는 것이 좋다. 이 변화점은 단순한 수지의 HDT보다 불포화 폴리에스터에서 10~20℃정도, EP에서 20~30℃정도 낮다. 수지에 따라 Tg와 HDT 값이 다른 이유는 HDT가 단순한 수지에 있어서 변화점의 지표이므로 폴리머 콘크리트 변형의 온도의존성의 지표로 Tg보다 HDT를 사용하는 것이 좋다.

(4) 폴리머 콘크리트의 강도특성

가. 폴리머 콘크리트의 휨 강도특성

수지의 종류에 관계없이 각 온도에서의 폴리머 콘크리트의 휨강도는 수지량이 많을수록 높다. 한편, 폴리머 콘크리트의 휨강도는 수지의 종류에 관계없이, 현저한 온도의존성을 나타내며, 그 의존성의 변화점은 수지량에 관계없이 앞에서 언급한 온도 부근에 있다.

나. 폴리머 콘크리트의 압축강도 특성

압축강도는 휨강도와는 다른 특성을 보인다. UP-1에서는 약간의 차이가 발생하지만 각 온도에서의 폴리머 콘크리트의 압축강도는 수지량이 적은 배합일수록 높다.

폴리머 콘크리트의 압축강도도 수지의 종류에 관계없이 현저한 온도의존성을 나타내며, 의존성의 변화점도 수지량에 관계없이 휨강도보다 10℃정도 크다. 위치도 앞에서 언급한 온도부근이다.

다. 폴리머 콘크리트의 강도특성과 온도

폴리머 콘크리트의 휨강도 및 압축강도는 폴리머 콘크리트 안의 수지량과 사용재료의 특성에 따라 달라진다. 그러나 강도의 온도의존성은 사용수지의 특성에 의해서만 달라진다.

폴리머 콘크리트의 강도특성도 온도의존적이며, 그 의존성의 변화점은 앞에서 기술한 온도이다. 폴리머 콘크리트의 강도특성과 수지의 변화특성의 지표가 되는 HDT 사이에 반드시 어떤 관계가 있다고 할 수는 없지만, 폴리머 콘크리트 강도의 온도의존성이 바뀌는 점은 HDT와 관련이 있다.

제 3 절 폴리머 콘크리트에 대한 실험 계획

3.1 개요

폴리머 콘크리트는 개발된 지 약 30년 정도 되는 신 건설재료로 독일, 미국, 영국, 구 소련, 일본 등의 국가에서 비교적 활발하게 연구되어 왔으며 우리 나라에 도입된 지는 몇 년에 불과하다. 독일의 연구는 불포화 폴리에스터 수지나 에폭시 수지를 결합재로 한 폴리머 콘크리트에 대한 연구가 많이 진행되었으며 미국과 일본에는 열경화성 수지 계인 폴리에스터 폴리머 콘크리트 및 에폭시 폴리머 콘크리트에 대한 연구가 많이 이루어져 있다. 또한 미국, 일본, 독일에서는 모노머계인 MMA가 많이 사용되고 있으며 이외에도 액상 폴리머로서는 열경화성 수지 계열인 폴리우레탄, 타아르 에폭시, 타아르 우레탄과 같은 타아르 변성수지, 비닐 모노머인 스티렌 등이 있다.

이러한 재료들은 액상모노머나 폴리머로서 골재와 함께 폴리머 콘크리트의 제조에 이용되며, 중합을 위해서는 촉진제와 개시제가 첨가되어야 한다. 불포화 폴리에스터를 사용하는 경우 경화시 수축이 크게 발생하므로 이를 최소화 하기 위해서는 수축감소제를 사용해야 한다. 이러한 재료의 선택 및 경화시 조건에 따라 폴리머 콘크리트의 성질에 영향을 미친다.

폴리머 콘크리트 개발 초기에는 교량 상판, 포장, 수리구조 등의 보수용으로 사용되었으나 최근에는 맨홀, 지하연결 박스 등의 프리캐스트 제품으로 경량화에 많이 응용되고 있다. 폴리머 콘크리트가 프리캐스트 제품에 다양하게 사용되는 것은 고강도이면서 수경성으로 제조 방법과 가공법이 비교적 쉽고 우수하다는데 있다. 폴리머 콘크리트의 성능 확보를 위해서 최근에는 주로 5mm이하의 골재를 주로 사용하고 있는데 폴리머 콘크리트의 구조적 성능을 극대화하기 위해서는 파괴형상에 대한 연구가 필연적이다. 지금까지는 폴리머 콘크리트에 대한 역학적 성능 연구가 많이 이루어져 왔으나 휨 거동에 대한 연구는 거의 이루어지지 않고 있다.

본 연구에서는 기초판과 기초옆판의 프리캐스트화를 위하여 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 역학적 성질에 미치는 수축감소제의 영향을 평가하고 각 재료의 성질을 규명하여 제작에 필요한 재료에 대한 기초 자료를 얻는데 목적이 있다.

3.2 폴리머 콘크리트 재료

폴리머 콘크리트의 배합은 소정의 시공연도와 강도를 얻을 수 있는 범위 내에서 골재와 충전재의 양을 최대로 하고, 결합재인 폴리머의 양을 최소화하는 것이 경제적이다. 이를 위하여 결합재의 양을 최소화시킬 수 있는 최적 배합비를 결정해야 한다. 그러나 일반적인 시멘트를 이용한 콘크리트의 배합방법과 같이 일정 강도를 확보할 수 있는 방법이 정립되지 않은 상태이므로 기존 연구를 활용하여 다양한 배합방법을 적용한 후 본 연구의 목적에 적절한 배합비를 선택하였다.

폴리머 콘크리트의 제조에 사용되는 결합재로는 불포화 폴리에스터 수지나 에폭시 수지, 모노머계인 MMA, 액상 폴리머로서는 열경화성 수지 계열인 폴리우레탄, 타아르 에폭시, 타아르 우레탄과 같은 타아르 변성수지, 비닐 모노머인 스티렌 등이 있다. 본 연구에서는 이중 경제성이 확보되면서 제조가 비교적 단순하고 성능이 양호한 불포화 폴리에스터 수지를 이용한 폴리머 콘크리트에 대해 연구한다. 본 연구에서 사용하는 폴리에스터 폴리머 콘크리트는 경화 후 수축이 많이 발생하는 것으로 나타나는데 이로 인하여 구조체의 제작시 균열 등이 예상되므로 수축을 최소화하기 위해서 수축 감소제를 사용하였다. 수축 감소제는 폴리머 콘크리트의 강도에 미치는 영향이 크다. 따라서 본 연구에서는 강도저하도 작으며 구조적 성능을 확보할 수 있는 수축 감소제의 사용량을 결정하기 위하여 강도성상에 미치는 영향을 실험적으로 규명하고, 골재에 따른 영향을 다양하게 파악하고자 하였다.

3.1.1 불포화 폴리에스터 수지

본 연구에서 사용한 결합재는 불포화 폴리에스터 수지(unsaturated polyester resin)로 불포화 폴리에스터 수지는 구성분자의 불포화된 단량체(monomer)가 에스터(ester)결합으로 중합된 고분자 화합물을 의미하는 것으로 취급이 쉽고 경화성이 뛰어나며 상온 혹은 고온에서 자유롭게 경화시킬 수 있다. 또한, 다른 열경화성 수지와 비교하여 기계적 성능과 수밀성, 내약품성이 우수하며 경제적으로 폴리머 콘크리트의 제조에 많이 사용되는 재료이다. 본 실험에 사용한 폴리머는 국내 A사의 올소타입(ortho type) 불포화 폴리에스터 수지로서 코발트계 경화 촉진제(CoOc)가 첨가되어 있으며, 그 성질은 표 3.3.1과 같다.

표 3.3.1 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중 (25℃)	점도 (25℃,cps)	산가	스티렌 함량 (%)
1.12 ± 0.02	4 ± 1.2	24 ± 4	38.0

3.2.2 개시제

경화 촉진제(promoter)가 첨가된 불포화 폴리에스터 수지는 개시제(initiator)만 첨가되면 경화반응을 일으킨다. 개시제는 속경형, 표준 경화형, 자연형의 3종류가 있으나 본 실험에서는 국내산 표준 경화제를 사용하였으며 그 성질은 표 3.3.2와 같다.

표 3.3.2 개시제의 성질

성분	비중(25℃)	활성산소(%)
MEKPO 55%	1.13	10.0
DMP 45%		

3.2.3 수축감소제

불포화 폴리에스터 수지는 경화시 7-10%의 큰 수축을 일으킨다. 큰 수축으로 인한 길이의 변화는 구조재로서의 사용에 큰 영향을 미치므로 이를 최소화시키기 위하여 수축감소제를 사용하였다. 수축 감소는 경화 속도와 관계없이 수지 중의 스티렌 모노머(styrene monomer)의 함량에 따라 달라지게 되므로 수축에 영향을 주기 위해서는 스티렌 모노머의 변화가 필요하다. 이와같은 폴리머 콘크리트의 경화 후 수축량을 감소시키기 위해서 본 연구에서는 열가소성인 폴리스티렌을 스티렌 모노머에 용해시킨 수축감소제를 사용하였으며 그 성질은 표3.3.3과 같다.

표 3.3.3 수축감소제의 성질

점도(25℃,pcs)	불휘발성 물질(%)	색상	비고
31-41	34-48	투명	

3.2.4 충전재

충전재는 무기질로서 흡수성이 작은 것을 선택하며, 비교적 고가인 수지의 사용량을 줄여 경제성을 확보하고 폴리머 콘크리트의 내구성, 안정성, 강성의 향상을 위해 사용되는 재료이다. 입자크기는 1~30 μm 이고, 분말도는 2500~3000 cm^2/g , 수분함량은 0.1% 미만이라야 한다. 본 연구에서는 저가로 경제성이 확보되고, 구입이 용이한 중질 탄산칼슘(heavy calcium carbonate)을 사용하였으며 그 물리적 화학적 성질은 표 3.3.4, 3.3.5와 같다.

표3.3.4 중질탄산칼슘의 성질

비중 (gr/cc)	흡수율 (cc/gr)	함수량 (%)	pH	평균입자 (μm)	백색도 (%)	325 번째 잔량(%)
0.75	0.20	0.3이하	8.8	13	90	0.03

표3.3.5 중질탄산칼슘의 화학적 성분

CaO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	강열감량
53.7	0.25	0.09	2.23	0.66	42.4

3.2.5 골재

폴리머 콘크리트용 세골재는 보통의 강모래를 사용할 수 있으나 유기물을 포함하지 않아야하며 함수율이 0.1%이하라야 한다. 본 연구에서는 폴리머 콘크리트용 골재로 2 종류를 사용하여 골재에 따른 강도의 변화를 연구하였다. 폴리머 콘크리트의 제조시 제조 방법에 따른 공극의 발생이 강도에 미치는 영향이 크므로 이를 고려하여 일반 강사를 골재로 사용한 경우와 조골재를 동시에 사용한 경우에 대해 강도실험을 실시하였다.

3.2.6 폴리머 콘크리트의 배합 및 강도

위에서 기술한 재료를 사용하여 온실 기초용 폴리머 콘크리트의 제조를 위한 적정 배합비를 만들기 위하여 다음 표3.3.6의 범위 내에서 실험적으로 연구한다.

표 3.3.6 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비

(단위 : wt.%)

결 합 재	충 전 재	골 재	수축감소제(phr)	비 고
10-16	10-15	71.4	0- 25	

3.3 재료 실험체 제작 및 실험방법

3.3.1 실험 변수

폴리머 콘크리트의 역학적 성질에 영향을 미치는 요소는 배합비, 양생조건, 재하 조건, 혼합방법 등인 것으로 기존 연구에서 나타나고 있다. 이중 배합비는 결합재의 양과 골재의 선택이 역학적 성질에 영향을 미치며 양생조건은 시멘트 콘크리트와 유사하게 외기 온도, 습도 등에 의해 영향을 받는다. 또한, 혼합방법은 일반적인 믹서를 사용하는 것 보다 기포를 최소화할 수 있는 믹서를 선택하여 사용할 경우 강도가 큰 것으로 나타났다.

본 연구에서는 결합재로 불포화 폴리에스터를 사용하므로 역학적 성질에 영향을 미치는 수축감소제의 양, 결합재의 양과 골재의 변화에 따른 강도에 미치는 영향에 대해 실험적으로 연구한다. 이상에서 본 연구에서의 실험 변수를 정리하면 다음과 같다. 즉, 각 실험변수별로 시험체를 제작하여 압축 강도, 인장 강도 등의 강도관계와 포아슨비, 탄성계수에 미치는 영향을 분석한다.

- (1) 수축감소제의 양: 부재의 수축량은 구조체 자체에 균열, 부재의 길이, 시공성 등에 영향을 미치게 되므로 가능한한 수축량이 적은 것이 바람직하므로 수축감소제의 양을 결합재의 0%, 10%, 20%, 30% 로 한다. 강도에 대한 수축감소제의 영향은 골재에 관계없이 영향을 미치므로 이 실험 변수는 세골재를 사용한 폴리에스터 폴리머 콘크리트에만 적용하여 강도의 변화를 연구한다.
- (2) 결합재의 양: 골재나 양생 조건은 일정하게 하고 결합재의 양을 변화 시키면서 공시체를 제작하여 결합재의 양이 강도에 미치는 영향에 대해 연구한다.
- (3) 골재의 영향: 세골재로 폴리머 콘크리트를 만든 경우와 조골재 + 세골재인 경우에 대해 실험적으로 연구하여 골재에 따른 영향에 대해 분석한다.

3.3.2 시험체의 제작

폴리에스터 폴리머 콘크리트의 압축강도, 할렬인장 강도, 프아송비, 탄성계수 등의 시험용으로 세골재만 사용한 경우 시험체의 형상 및 치수는 $\text{Ø}7 \times 14\text{cm}$ 를 사용하였고, 조골재가 포함된 경우에는 $\text{Ø}10 \times 20\text{cm}$ 원통형 몰드를 사용하여 제작하였다. 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 휨 파괴거동 시험을 위해서는 KS F 2480 (콘크리트 휨 강도 시험 방법)과 KS F 2482 (폴리에스테르 폴리머 콘크리트 휨 강도 시험 방법)에 따라 $L/d=3$ 이 되는 $10 \times 10 \times 35\text{cm}$ 크기의 시험체를 제작하여 순 지점 간격이 30cm로 하여 실험하였다.

폴리머 콘크리트의 제조는 시멘트 콘크리트에서 일정하게 정해진 것과 달리 정립되어 있지 않으므로 본 연구에서 사용한 배합비는 표3.3.6을 기준치로 하여 혼입되는 각 재료별로 양을 다르게하여 폴리머 콘크리트를 제작하였으며 온도는 $25 \pm 3^\circ\text{C}$, 습도는 50~60%인 실험실에서 기건 양생 하였다. 각 실험 변수에 대해 3개의 공시체를 제작하여 평균값을 대표 값으로 하였다.

각 실험체는 실험변수인 수축감소재의 양에 따라 3개씩 제작하여 측정된 것을 평균값으로 하였다.

3.3.2 시험 방법

폴리에스터 폴리머 콘크리트의 압축강도 및 할렬인장 강도 시험은 $\text{Ø}7 \times 14\text{cm}$, $\text{Ø}10 \times 20\text{cm}$ 원통형 몰드를 사용하여 제작하여 KS F 2481 (폴리에스테르 폴리머 콘크리트 압축 강도 시험 방법)에 따랐다. 탄성계수 및 프와송비는 시험체에 스트레인 게이지를 부착하여 KS F 2438 (콘크리트 원주공시체 정탄성계수 및 프와송비 시험 방법)에 따라 극한하중의 40%를 반복적으로 가하여 실험하였다.

휨 파괴 시험은 KS F 2482 (폴리에스테르 폴리머 콘크리트 휨 강도 시험 방법)에 따라 실험하였으며 $10 \times 10 \times 35\text{cm}$ 크기의 시험체를 제작하여 순 지점 간격이 30cm로 하여 실험하였다. 휨파괴 실험시 하중은 중앙부에 시험체가 파괴될 때 까지 10kg/sec 의 속도로 가력하였다.

휨 인장 변형도와 처짐은 인장측에 부착된 콘크리트용 게이지와 LVDT를 이용하여 데이터 로거로부터 측정하였다.

3.4 부재 실험체의 제작 및 실험방법

불포화 폴리에스터 폴리머를 사용한 폴리머 콘크리트의 휨 거동에 관한 연구는 폴리머 콘크리트로 보를 만들어 인장측에 철근을 배근하거나 인장 측과 압축 측에 동시에 배근한 실험체에 대해 실험을 수행하였다. 철근의 면적을 주요 실험 변수로 하여 각 시험체의 모멘트 능력, 하중-처짐 곡선, 파괴형태 등에 대해 연구하였다. 본 연구를 통하여 보강 폴리머 콘크리트 단근 보 혹은 복근 보의 거동을 파악하고자 하였다.

폴리머 콘크리트 보의 전단 거동에 관한 연구는 주요 실험 변수를 인장 철근비와 전단 스펠비로 하였다. 즉, 인장철근을 D16, D19, D22로 하여 인장 철근비를 변화시켰고, 전단 스펠비는 1.5, 2.5, 3.5로 하여 각 9개의 보에 대해 실험적으로 연구하였다. 본 연구에서는 전단보강이 되지 않은 보 시험체의 전단 강도와 거동에 대해 연구하였다.

실험방법은 전체 시험체에 대해 단순지지 상태로 정적으로 시험하였고 4점 가력하였다. 하중은 50t 로드셀을 이용하여 측정하였고 중앙부의 처짐에는 LVDT를 사용하였다. 시험체의 철근 및 폴리머 콘크리트의 변형도는 전기적 스트레인 게이지를 이용하여 측정하였다.

제4절 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

4.1 세골재를 사용한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

4.1.1 배합비

폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 재료는 골재는 다음과 같으며 골재 외의 재료는 제 2절에서 기술한 재료와 동일한 재료를 사용하였다.

(1) 세골재의 물리적 성질

본 연구에서 폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 세골재의 물리적 성질은 표3.4.1과 같다.

표3.4.1 골재의 물리적 성질

비중	흡수율	단위용적중량(g/cm^3)	200번체 통과량(%)	조립율
2.60	0.75	1,500	0.68	2.73

(2) 폴리머 콘크리트의 배합

본 연구에서 폴리머 콘크리트의 재료적 실험을 위하여 사용하는 배합비는 다음 표 3.4.2와 같다.

표 3.4.2 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt.%)

결합재	충전재	골재	비고
16	15	71.4	

4.1.2 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

(1) 강도

수축 감소제의 양에 따른 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 압축, 할렬인장 및 휨 강도에 미치는 영향을 실험하여 표 3.4.3, 표 3.4.4 에 나타내었다. 실험은 재령 7일에 실시하였

으며 폴리머 콘크리트의 수지의 성질로 인하여 3일에 90% 이상의 강도가 얻어지며 7일 이후에는 강도 변화가 적은 것으로 나타나고 있다.

표에서와 같이 압축강도는 573~862 kg/cm², 할렬 인장강도는 87.4~107.2 kg/cm², 휨 인장강도는 170.9~220.5 kg/cm²로 나타났으며 수축감소제의 양에 따라 선형적으로 변화하였다. 이러한 면에서 고강도를 얻기 위해서는 수축감소제의 양을 최소화하고 가능한 한 공극을 최소화하는 혼합방법 으로 폴리머 콘크리트를 제조할 필요가 있다. 본 연구에서는 기존 시멘트 콘크리트의 제조에 이용되는 가경식 믹서를 이용하였으며 동일한 조건 하에서는 성능이 우수한 믹서의 도입시에 강도가 더욱 상승될 수 있다.

표 3.4.3 강도 시험 결과 (단위 : kg/cm²)

항목	수축 감소제의 양(%)			
	0	10	20	30
압축강도(f'_c)	862	771	686	573
할렬 인장강도(f_t)	107.2	101.6	95.3	87.4
휨 인장강도(f_r)	220.5	202.5	289.0	170.9

각 강도간의 관계식을 나타내기 위하여 강도비를 계산하면 표3.4.4와 같다. 평균값은 f'_t/f'_c 가 0.136, f_r/f'_c 가 0.272, f_r/f'_t 가 0.500으로서 이는 수축 감소제 함량의 증가에 따라 증가하는 경향을 보였다. f_t/f'_c 및 f_r/f'_c 는 고강도 시멘트 콘크리트에 비해 상당히 큰 것으로 나타났다. 인장강도는 큰 것으로 나타났으나 파괴시 상당히 취성적인 거동을 보이므로 인장강도를 설계에 반영하기 위해서는 더 많은 연구가 필요하다.

표 3.4.4 각 강도의 비교

항목	수축감소제(%)				평균
	0	10	20	30	
f_t/f'_c	0.124	0.131	0.138	0.152	0.136
f_r/f'_c $f_r/\sqrt{f'_c}$	0.255 7.51	0.262 7.29	0.275 11.03	0.298 7.14	0.272 8.24
f_r/f_t	0.486	0.501	0.504	0.511	0.500

(2) 탄성계수 및 프아송비

폴리에스터 폴리머 콘크리트의 탄성계수 및 프아송비와 수축감소제 함량의 관계에 대한 시험결과는 표3.4.5에 나타내었다. 표3.4.5에서 탄성계수는 $1.11 \sim 1.69 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$ 로서 수축감소제의 함량이 증가함에 따라 작아지고, 프아송비는 0.183~0.241로서 수축감소제의 함량이 증가함에 따라 큰 것으로 나타난다. 즉, 수축감소제의 함량이 많아질수록 탄성계수는 감소하고 프아송비가 증가하는 현상은 일반적으로 고강도 콘크리트에서 보여주는 취성적인 거동이 수축감소제의 영향으로 강도가 감소하며 약화되는 것으로 나타난다. 그러나, 시멘트 콘크리트와 비교하여 고가이므로 경제적인 구조적 거동을 확보하기 위해서는 고강도가 되어야하며 이 경우 취성적으로 나타난다. 여기서, 본 연구 결과는 기존 연구에서 나타난 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 대체적인 탄성계수($E = 2.5 \times 10^5 \text{ kg/cm}^2$)보다 훨씬 작은 값을 보이고, 시멘트 콘크리트와 비교하여도 50% ~ 80% 정도로 나타나므로 안정된 변형 거동을 확보하기 위해서는 시멘트 콘크리트와 유사한 정도의 탄성계수 값은 확보할 필요가 있다. 이를 위해서는 다양하게 조골재를 포함한 폴리머 콘크리트와 결합재량을 증가시킨 배합비에 대해 실험할 필요가 있다. 프아송 비도 일반적인 시멘트 콘크리트의 1/6에 비하여 큰 것으로 나타나고 있다.

표 3.4.5 탄성계수 및 프아송의 시험결과

항목	수축감소제(%)			
	0	10	20	30
탄성계수 E_{cp} (10^5 kg/cm^2)	0.69	1.44	1.22	1.11
$E_{cp}/\sqrt{f_c}$	2350	5186	4658	4637
프아송비	0.183	0.205	0.220	0.241

(3) 휨 인장 강도

폴리머 콘크리트는 인장강도가 시멘트 콘크리트와 비교하여 큰 것으로 나타나고 있으나 파괴시 취성적인 거동을 하므로 무보강으로 구조 부재로 사용하기는 어려우나 무보강 폴리머 콘크리트의 휨강도에 대해 먼저 파악하여야 구조재로서의 강도를 평가할 수 있다.

실험결과에서 나타난 폴리머 콘크리트의 휨 강도는 폴리머 콘크리트의 압축강도에 선형 비례하는 것으로 나타나고 있으며 휨 파괴실험 결과는 다음 표3.4.6과 같다.

표 3.4.6 휨 파괴실험 결과

수축 감소제량 (%)	휨 강도 (kgcm/cm ²)	처짐 (mm)	인장변형도 ($\times 10^{-6}$)	비 고
0	36.7	0.48	1,253	
10	33.8	0.52	1,475	
20	31.5	0.57	1,585	
30	28.5	0.61	1,887	
평균	32.6	0.545	1,550	

표3.4.6 에서 처짐은 탄성계수에 반비례하는데 표3.4.6에서와 같이 수축감소제가 증가함에 따라 탄성계수가 증가하여 처짐이 적게 발생하고 있다.

4.2 조골재와 세골재를 사용한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

4.2.1 골재

폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 재료는 골재는 다음과 같으며 골재외의 재료는 제3절에서 기술한 재료와 동일한 재료를 사용하였다.

본 연구에서 폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 세골재의 물리적 성질은 표3.4.7과 같으며 조골재의 물리적 성질은 표3.4.8과 같다.

표3.4.7 세골재의 물리적 성질

비중	흡수율(%)	단위용적중량(g/cm ³)	200번체 통과량(%)	조립율
2.60	0.75	1,500	0.68	2.73

표3.4.8 조골재의 물리적 성질

칫수	비중	흡수율 (%)	단위용적중량 (g/cm ³)	마모율 (%)	조립율 (%)
20mm	2.82	0.653	1,701	36.3	7.10
13mm	2.62	0.653	1,652	34.3	6.42

4.2.2 수축감소제가 폴리머 콘크리트의 역학적 성질에 미치는 영향

(1) 폴리머 콘크리트의 배합

본 연구에서는 주요 실험 변수로 수지량을 10%, 10.5%, 11%로 하고 수축감소제의 양을 0, 5, 10, 15, 20, 25, 30%로 하여 강도와 휨인장 강도의 변화에 대해 연구하였다. 본 연구에서 수행한 배합표는 다음 표 3.4.9와 같다.

표 3.4.9 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt.%)

결 합 재 (%)	총 진 재 (%)	수축 감소제 (%)	조골재의 최대 치수 (mm)	골 재 (%)	비 고
10	10.5	0	20	71.5	s/a=59.6%
10.5		5			
		10			
11		15			
		20			
		25			
		30			

(2) 강도

수지량과 수축 감소제의 양에 따른 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 압축 및 휨 강도에 미치는 영향을 실험하여 표3.4.10, 3.4.11, 3.4.12에 나타내었다. 실험은 재령 7일에 실시하였다. 표에서와 같이 압축강도는 수지량이 증가함에 따라 압축강도가 증가하며 수축감소제

의 량이 증가함에 따라 강도는 감소한다. 수지량은 직접적으로 수축량과 관련이 있으므로 강도와 경화 수축의 크기를 검토하여 배합비를 결정할 필요가 있다. 수지량과 수축 감소제량의 변화에 따라 강도는 1055~1321kg/cm²의 변화를 보이며 30% 정도의 강도 편차를 보인다. 휨 인장강도는 수축감소제의 양이 증가함에 따라 증가하는 추세를 보이나 그 값의 편차는 크지 않으며 206.5~223kg/cm²로 나타났다. 따라서, 폴리머 콘크리트의 경우 일반적인 시멘트 콘크리트에 비하여 휨 인장응력이 월등하게 큰 것으로 나타나고 있다. 또한 경화 수축량은 예상대로 수지량이 증가함에 따라 증가하는 것으로 나타나며, 수지량을 10~11%를 유지할 경우 수축감소제의 변화에 따라 다양하게 변하므로 구조물에 따라 조정할 필요가 있다. 일반적으로 수축감소제의 양은 10~25% 정도가 필요하다.

표 3.4.10 수지량 10% 일 때 강도 시험 결과 (단위 : kg/cm²)

항목	수축 감소제의 양(%)						
	0	5	10	15	20	25	30
압축강도(f'_c)	1266	1210.3	1187.3	1155.7	1121.7	1065	1055.3
휨 인장강도(f_r)	206.5	204.3	206	207.7	208	210	207.3
경화 수축(1/1000)	3.12	2.70	2.34	2.15	1.98	1.77	1.51

표 3.4.11 수지량 10.5% 일 때 강도 시험 결과 (단위 : kg/cm²)

항목	수축 감소제의 양(%)						
	0	5	10	15	20	25	30
압축강도(f'_c)	1286	1243.3	1205	1210	1212	1140.3	1148.3
휨 인장강도(f_r)	211.7	216.7	212.7	213.7	212.7	217.3	218
경화 수축(1/1000)	3.21	2.73	2.37	2.21	2.08	1.87	1.63

표 3.4.12 수지량 11%일 때 강도 시험 결과 (단위 : kg/cm²)

항목	수축 감소제의 양(%)						
	0	5	10	15	20	25	30
압축강도(f'_c)	1321	1310.3	1257	1235	1219.7	1199.7	1107.7
휨 인장강도(f_r)	213.3	217	215.7	218.3	219.7	220.7	222.3
경화 수축(1/1000)	3.43	2.96	2.54	2.39	2.31	2.16	1.84

다음 표3.4.13은 휨 인장강도와 압축강도의 비율을 나타낸 것이다. 강도 비율은 수지량이 많을수록 변화량이 크다.

3.4.13 휨 인장강도/ 압축강도비

수지량 (%)	항목	수축 감소제의 양(%)						
		0	5	10	15	20	25	30
10	휨인장강도 / 압축강도	206.5/1266	204.3/1210.3	206/1187.3	207.7/1155.7	208/1121.7	210/1065	207.3/1055.3
	휨 인장 강도비	0.163	0.168	0.174	0.180	0.185	0.197	0.196
10.5	휨인장강도 / 압축강도	211.7/1286	216.7/1243.3	212.7/1205	213.7/1210	212.7/1212	217.3/1140.3	218/1148.3
	휨 인장 강도비	0.165	0.174	0.177	0.176	0.175	0.190	0.190
11	휨인장강도 / 압축강도	213.3/1321	217/1310.3	215.7/1257	218.3/1235	219.7/1219.7	220.7/1199.7	222.3/1107.7
	휨 인장 강도비	0.161	0.166	0.172	0.173	0.180	0.184	0.200

(3) 경화 수축량

수지량에 따른 경화 수축량과 압축강도와의 관계를 파악하기 위하여 각 경화 수축량을 압축강도로 나누어 표로 정리하면 다음 표 3.4.14가 된다. 이 표에서도 강도에 관한 비율은 수축감소제의 량에 따라 선형적으로 변화하고 있다. 수지량이 10.5% 정도에서 수축감소제의 량이 10~20%에서는 0.175 선에서 안정된 값을 보인다. 비율도 수축감소제의 량이 증가함에 따라 커진다.

표 3.4.14 경화수축/ 압축강도 값

수지량 (%)	수축 감소제의 양(%)						
	0	5	10	15	20	25	30
10	3.12/1266	2.70/1210.3	2.34/1187.3	2.15/1155.7	1.98/1121.7	1.77/1065	1.51/1055.3
	2.46	2.23	1.97	1.86	1.77	1.66	1.49
10.5	3.21/1286	2.73/1243.3	2.37/1205	2.21/1210	2.08/1212	1.87/1140.3	1.63/1148.3
	2.50	2.20	1.97	1.83	1.72	1.64	1.42
11	3.43/1321	2.96/1310.3	2.54/1257	2.39/1235	2.31/1219.7	2.16/1199.7	1.84/1107.7
	2.60	2.26	2.06	1.94	1.89	1.80	1.66

(4) 실험 결과 분석

적절한 배합비를 얻기 위해서는 표 3.4.13, 표 3.4.14에서 수지량이 10.5% 정도이고 수축감소제의 량이 20% 정도가 가장 유리한 것으로 나타났다.

4. 2. 3 골재의 크기 및 충전재의 양이 폴리머 콘크리트의 역학적 성질에 미치는 영향

(1) 폴리머 콘크리트의 배합

본 연구에서는 주요 실험 변수로 수지량을 10%, 10.5%, 11%로 하고 수축감소제의 양을 20%로 고정하여 강도, 할렐 인장강도, 휨 인장강도, 탄성계수 등의 변화에 대해 연구하였다. 본 연구에서 수행한 배합표는 다음 표 3.4.15와 같다.

표 3.4.15 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비

(단위 : wt.%)

결합재	충전재	조골재의 최대 치수 (mm)	골재		비고
			세골재	조골재	
10	10	13 20	51.2	27.6	가교재(silane): 0, 1 phr
10.5	10.5				
11	11				

(2) 재료적 특성

본 연구에서 실험 결과, 배합비에 따른 재료적, 역학적 성질을 나타내면 표 3.4.16과 같다

표3.4.16 폴리머 콘크리트의 재료적 특성

조골재의 최대치수	가교재 의 량 (phr)	결합재 의 량	압축강도	휨 인장 강도	할릴 인장강도	탄성 계수	프와송비	비고
			(kg/cm ²) <i>f_c</i>	(kg/cm ²) <i>f_r</i>	(kg/cm ²) <i>f_t</i>	(x10 ⁵ kg/cm ²) <i>E_{cp}</i>	<i>ν</i>	
13mm	0	10	1316	192	110	2.9	0.27	
		10.5	1325	203	121	3.1	0.23	
		11	1354	212	129	3.4	0.21	
	1	10	1379	213	121	3.2	0.30	
		10.5	1408	220	131	3.5	0.27	
		11	1445	235	145	3.8	0.22	
20mm	0	10	1291	182	106	2.8	0.29	
		10.5	1317	187	119	2.9	0.24	
		11	1332	202	120	3.1	0.22	
	1	10	1331	198	116	3.0	0.32	
		10.5	1367	211	128	3.3	0.29	
		11	1412	229	139	3.5	0.24	

표 3.4.16에서 결합재의 양이 증가하면 압축강도는 상승하는 것으로 나타나며 시멘트 콘크리트에서와같이 강도가 증가하면 프와송비는 감소하는 것으로 나타나고 있다. 또한, 골재의 크기와 관계없이 가교재를 넣은 혼입한 폴리머 콘크리트의 압축강도, 할렬 및 휨 인장강도가 혼입하지 않은 콘크리트와 비교하여 유리한 것으로 나타나고 있다. 프와송비는 골재를 10mm로 사용한 경우가 작으나 구조적으로 큰 차이는 없다고 할 수 있다.

표3.4.17 압축강도에 대한 분석

조골재의 최대치수	가교재의 량 (phr)	결합재의 량	압축강도 (kg/cm ²)	휨 인장 강도비		할렬인장 강도비	탄성계수비	비고
				f_r / f_c	$f_r / \sqrt{f_c}$	f_t / f_c	$E_{cp} / \sqrt{f_c}$	
13mm	0	10	1316	0.145	5.293	0.084	7994	
		10.5	1325	0.153	5.577	0.091	8516	
		11	1354	0.157	5.761	0.095	9240	
	1	10	1379	0.154	5.736	0.088	8617	
		10.5	1408	0.156	5.863	0.093	9327	
		11	1445	0.163	6.182	0.100	9997	
20mm	0	10	1291	0.140	5.065	0.082	7793	
		10.5	1317	0.142	5.153	0.090	7991	
		11	1332	0.152	5.535	0.090	8494	
	1	10	1331	0.149	5.427	0.087	8223	
		10.5	1367	0.154	5.707	0.094	38925	
		11	1412	0.162	6.09	0.098	9314	

표3.4.17에서 나타난 바와 같이 휨 인장강도비는 포틀랜드 시멘트 콘크리트의 강도비 2.0과 비교하여 2.5배 이상 큰 것으로 나타났으며, 할렬 인장강도는 유사하고 포틀랜드 시멘트의 같은 강도에서 탄성계수비는 약 50-60%에 불과하여 탄성계수가 낮다는 것을 알 수 있다.

4.3 실험 결과의 분석

이상에서 실린더 공시체와 프리즘 공시체로부터 폴리머 콘크리트의 강도를 구하고 기존 연구 자료와 함께 본 연구에서 목적으로 하는 폴리머 콘크리트의 탄성계수, 휨인장 강도에 대해 분석하여 처짐 예측 및 파괴강도, 최소 철근비를 제안하고자 한다. 본 연구에서는 실험결과를 포틀랜드 시멘트 콘크리트에서 나타난 방법과 동일하게 회귀분석 방법으로 압축강도로부터 예측하는 식을 제안하였다. 본 절에서의 재료실험 결과를 분석하면 다음과 같다.

4.3.1 압축변형도의 분석

공시체 실험 결과 변형도에 대해 분석하면 표 3.4.18과 같다.

표 3.4.18 압축변형도

시험체	압축 강도 (kg/cm ²)	탄성계수 (10 ⁵ kg/cm ²)	종국 변형도	비고
1	573	1.11	0.011	
2	686	1.22	0.0123	
3	771	1.44	0.0089	
4	862	0.69	0.0132	
5	1316	2.9	0.0124	
6	1325	3.1	0.0131	
7	1354	3.4	0.0114	
8	1379	3.2	0.0126	
9	1408	3.5	0.0117	
10	1445	3.8	0.0082	
11	1291	2.8	0.0094	
12	1317	2.9	0.0102	
13	1332	3.1	0.0114.	
14	1331	3.0	0.0086	
15	1367	3.3	0.0092	
16	1412	3.5	0.0098	

표3.4.18에서 종국 압축변형도는 0.0082에서 0.0132까지 변화하고 있으며 탄성계수도 강도에 따라 변화하고 있다. 압축변형도는 포틀랜드 시멘트의 종국압축 변형도 0.003에 비하여 2.5배에서 4배 정도의 큰 값을 가지는 것으로 폴리머 콘크리트로 고강도 콘크리트를 제조할 경우 상당한 변형능력을 가진다는 것을 의미한다. 즉, 폴리머 콘크리트로 구조 설계시 압축 변형도의 크기를 시멘트 콘크리트의 0.003에 비하여 2-3배 이상의 큰 값을 기준으로 해야한다.

4.3.2 탄성계수

그림3.4.1에서와 같이 실험결과로부터 탄성계수를 회귀 분석하면 압축강도의 제곱근에 선형으로 변화하는 것을 알 수 있으며 다음 식(4.1)을 얻을 수 있다.

$$E_{pc} = 11411\sqrt{f'_c} \text{ -----(4.1)}$$

상관계수는 0.998로 나타났으며 11411은 시멘트 콘크리트의 15000에 비하여 작은 것으로 나타나고 있다. 본 연구에서는 본 연구에서의 자료와 이전 연구 자료를 인용하여 함께 회귀 분석하였다. 회귀 분석선 이하에 나타난 결과와 압축강도가 1000 이상인 자료가 본 연구에서 실험한 결과이며 나머지는 다른 연구자의 실험 결과이다.

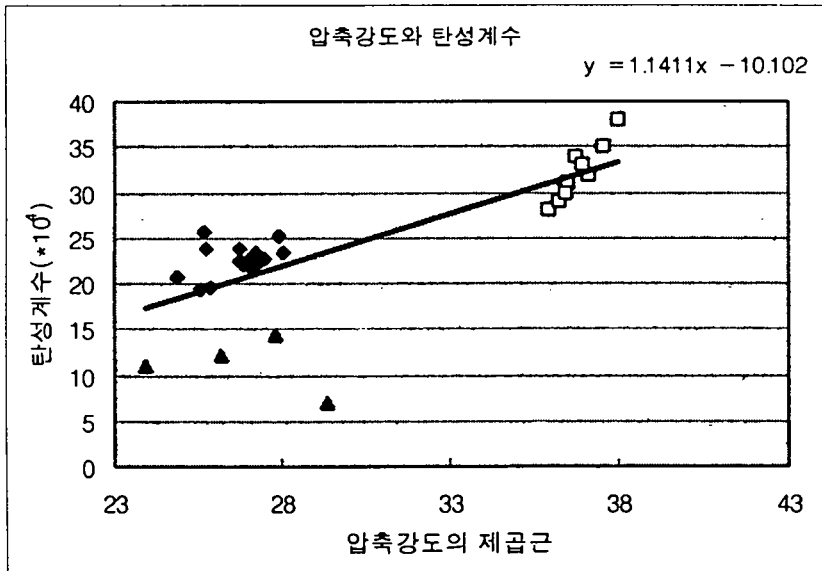


그림3.4.1 압축강도와 탄성계수 관계

4.3.2 할렬 인장강도

그림3.4.2에서와 같이 폴리머 콘크리트의 할렬 인장강도에 대해 실험 결과를 회귀 분석하면 다음 식을 얻을 수 있다.

$$f_t = 0.13f'_c \text{ ----- (4.2)}$$

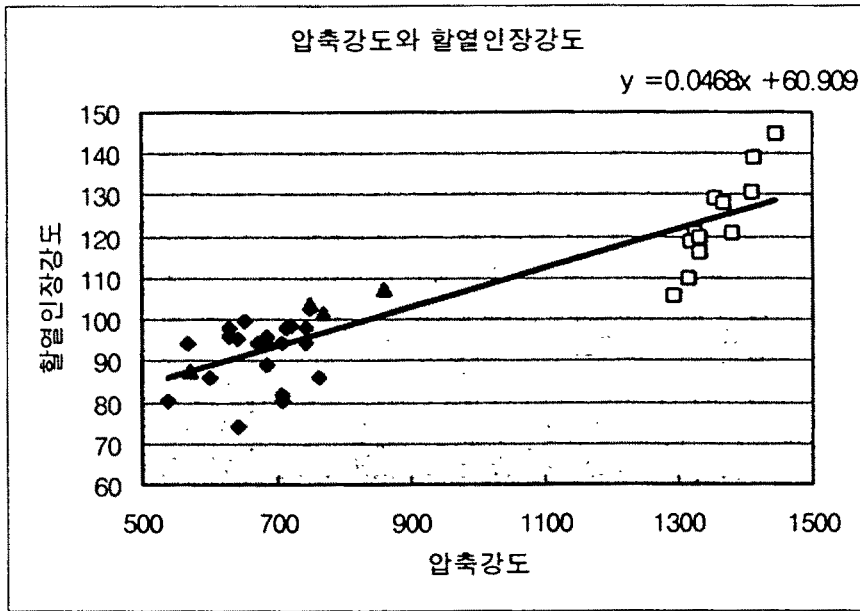


그림3.4.2 압축강도와 할렬 인장강도 관계

4.3.3 휨 인장강도

그림3.4.3에서와 같이 휨 인장시험 결과를 회귀 분석하여 다음과 같은 결과를 얻었다.

$$f_r = 5.89\sqrt{f'_c} \text{ ----- (4.3)}$$

이 결과는 포틀랜드 시멘트 콘크리트와 유사한 결과를 보이며 압축강도의 제곱근에 비례하는 것으로 나타나고 있으며 시멘트 콘크리트의 계수 2.0에 비하여 약 2.5배 이상으로 나타나고 있는데 이는 폴리머 콘크리트가 휨에 대해 큰 내력이 있음을 보여준다.

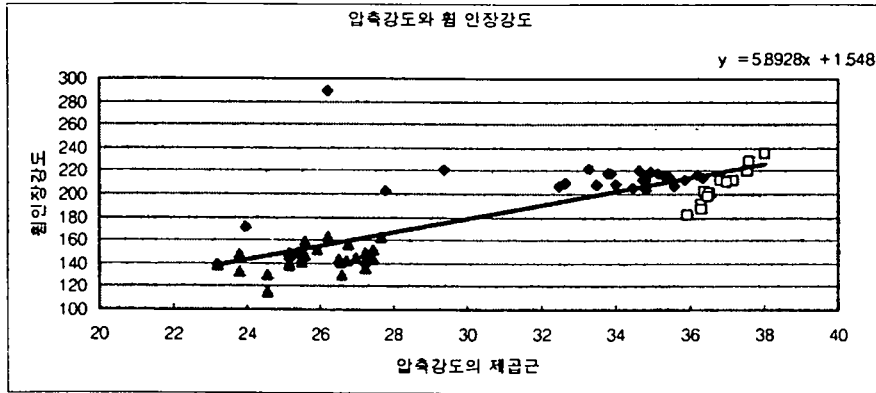


그림3.4.3 압축강도와 휨 인장강도 관계

4.4 소결

이상에서 폴리머 재료의 역학적 상질에 대하여 실험적으로 연구한 결과 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 폴리머 콘크리트 재료는 일반 시멘트 콘크리트 재료에 비하여 강도가 우수하며 제조가 쉽고 숙경성으로 제품화에 유리하다.
- (2) 폴리머 콘크리트의 재료에는 배합비를 결정하는 정해진 규칙이 없는 상태로 실험적으로 접근해야한다.
- (3) 폴리머콘크리트의 제조에 세골재만 사용하는 것 보다 조골재를 함께 사용한 경우의 압축강도가 크고 탄성계수, 할렬인장강도, 휨 인장강도 등에서도 성능이 우수하다. 또한, 가교재를 사용한 폴리머 콘크리트가 성능이 우수한 것으로 나타났다.
- (4) 수지량은 폴리머 콘크리트의 경제성을 좌우하는 중요한 요소로 10%~11% 정도에서 모두 재료적 성능이 우수한 것으로 나타났다.
- (5) 수축감소제는 폴리머 콘크리트의 강도 및 수축량에 미치는 영향이 큰 것으로 나타나고 있으나 10%~20%에서 조절하면 양질의 폴리머 콘크리트를 얻을 수 있는 것으로 나타났다.
- (6) 폴리머 콘크리트의 휨 인장강도비는 포틀랜드 시멘트 콘크리트의 강도비 2.0과 비교하여 2.5배 이상 큰 것으로 나타났으며, 할렬 인장강도는 유사하고 포틀랜드 시멘트의 같은 강도에서 탄성계수비는 약 50~60%에 불과하여 탄성계수가 낮다

(7) 폴리머 콘크리트의 적정 배합비를 결정하는 데는 골재, 수지량, 수축감소제의 량 등에 따른 영향에 대한 다양한 연구가 필요하며 골재의 종류에 따른 강도 변화 성상에 대해서도 연구할 필요가 있다.

(8) 폴리머 콘크리트의 물성에 관한 연구의 결과는 다음과 같다.

가. 압축변형도는 포틀랜드 시멘트의 종국압축 변형도 0.003에 비하여 2.5배에서 4배 정도 큰 0.0082에서 0.0132값을 가진다.

나. 탄성계수: $E_{pc} = 11411\sqrt{f'_c}$

다. 활렬 인장강도: $f_t = 0.13f'_c$

라. 휨 인장강도: $f_r = 5.89\sqrt{f'_c}$

제5절 폴리머 콘크리트 휨 부재의 구조적 거동

5.1 개요

철근콘크리트 구조의 휨 성능에 대해서는 실험적, 수치적 연구를 통하여 규명되어 현재는 이론적으로 정립하는 단계에 와있으나 신소재인 폴리머 콘크리트의 경우, 현재 보강 혹은 보수재료로 주로 사용하고 있어 재료적 성능에 대한 연구에 국한 되어 있는 편이다. 폴리머 콘크리트는 그 특성상 주로 가혹한 환경하에 있는 구조체에 프리캐스트 구조체의 형태로 사용이 증가될 것으로 기대되는 재료이다. 그간 폴리머 콘크리트 재료의 제조법, 성질, 기본적인 물성에 관한 연구는 상당히 이루어져 있는 단계이나 구조적 응용을 위한 구조체에 대한 연구는 빈약한 편이다.

폴리머 콘크리트를 구조적으로 응용하기 위해서는 구조체에 대한 다양한 실험적 접근을 필요로 한다. 시멘트 콘크리트의 경우 휨재와 압축재에 대해 다양한 연구가 이루어져 배근된 상태에서 정확한 거동 및 능력에 대한 예측이 가능하고 설계법이 정립되어 실제 구조물에서 사용되고 있으며 고강도 콘크리트의 사용에 대한 연구도 활발히 진행되고 있는 편이다. 폴리머 콘크리트의 구조적 거동에 대한 연구는 미국, 유럽 등에서 이루어지고 있으나 각국에서 생산된 재료를 사용하여 사용재료의 물성에서 차이가 있으며 사용 골재의 종류에 따라 역학적 성능이 변하므로 우리 나라에서 생산되는 재료로 제조한 폴리머 콘크리트에 대한 실험적 연구가 필요하다.

본 연구에서 폴리머 콘크리트는 소형 구조물, 즉 유리 온실의 자재, 소형 관개수로, 농촌형 소형저장고 등을 적용 대상으로 하여 그것의 부품 혹은 구조재로 사용될 것으로 예상되는데, 이러한 구조물에서 폴리머 콘크리트의 이용은 대부분 휨 부재로 사용될 가능성 많다. 폴리머 콘크리트 휨 부재의 경제성 확보를 위해서는 일반적인 구조 거동이 밝혀진 상태에서 설계식이 제안되고 설계식의 타당성이 검토된 후 그 설계식을 이용하여 안전성이 확보되면서 경제적인 단면을 찾을 수 있는 방법을 모색해야 한다. 이를 위해서는 폴리머 콘크리트 휨 부재의 구조적 거동, 파괴 거동, 파괴 후 거동, 강도의 예측, 하중-처짐 관계 등에 대해 실험적인 연구를 통하여 충분한 자료가 축적되어 설계식에 반영되어야 경제적인 설계가 가능해진다. 따라서, 폴리머 콘크리트 프리캐스트

화 하기 위해서는 폴리머 콘크리트의 휨 부재에 대한 연구가 필연적이라고 할 수 있다. 휨 인장강도 시험에서 폴리머 콘크리트는 시멘트 콘크리트와 동일하게 취성적인 휨 파괴 양상을 보여 주므로 연성적인 거동을 하기 위해서는 배근하거나 인장에 저항할 수 있도록 보강된 폴리머 콘크리트를 사용할 필요가 있다. 그러나, 현재까지 보강 폴리머 콘크리트 휨 부재에 대한 설계식이 제안된 연구는 빈약하여 보강된 폴리머 콘크리트 부재를 설계할 수 있는 단계에까지 이르지 못하고 있다. 보강 폴리머 콘크리트 부재의 설계식 제안을 위해서는 철근콘크리트와 같이 다양한 조건에 대한 실험적 연구가 수행되어야 한다.

본 연구에서는 4장에서 연구한 폴리머 콘크리트의 제조법을 활용하여 배합비를 수정해 가면서 보를 제작하여 실험적으로 구조적 성능을 파악하고자 하였다. 이 결과를 통하여 구조설계에 필요한 기초적 자료를 축적하고 폴리머 콘크리트의 휨 거동을 파악하기 위해 본 연구를 진행한다.

5.2 보강 폴리머 콘크리트 보의 휨 거동

5.2.1 시험계획 및 시험체

본 연구에서는 불포화 폴리에스터 폴리머를 사용한 폴리머 콘크리트의 인장축에 철근을 배근한 단근 보와 인장 축과 압축 축에 동시에 배근한 복근 보에 대해 휨 실험을 수행하였다. 철근의 면적을 주요 실험 변수로 하여 각 시험체의 모멘트 능력, 하중-처짐 곡선, 파괴형태 등에 대해 연구하였다. 본 연구를 통하여 보강 폴리머 콘크리트 단근 보 혹은 복근 보의 거동을 파악하고자 하였다.

(1) 재료

본 연구에서 사용한 골재는 최대 조골재 크기 13mm인 쇄석을 사용하였고 세골재는 인근에서 채취한 강사를 사용하였다. 세골재와 조골재의 조립율은 각각 2.73과 5.78이었으며 골재는 사용하기 전 $100\pm 2^{\circ}\text{C}$ 에서 24시간 가열한 후 냉각시켜 사용하였다. 이는 건조상태에서 폴리머 결합재와 골재의 결합력이 우수하기 때문이다. 본 연구에서 실험체 제작에 사용한 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비는 표3.5.1과 같고 결합재의 조성은 표 3.5.2와 같다. 폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 불포화 폴리에스터 폴

리머의 성질은 표 3.5.3과 같다.

표 3.5.1 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비

(단위 : wt.%)

결 합 재	충 전 재	골 재	비 고
12	11.0	77	s/a=67.4 %

표 3.5.2 결합재의 조성

(단위 : wt.%)

불포화 폴리에스터	SR	CoOc	MEKPO
80	20	0.5	40

표 3.5.3 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25℃)	점도(25℃,cps)	산가	스티렌 함량(%)
1.13	3	20	40

보강용 철근은 D16, D19, D22의 이형철근을 사용하였고 압축철근으로 D10을 사용하였으며 스티럽은 $\Phi 8 @ 60$ 으로 배근 하였다. 철근은 실험 결과 4120kg/cm²으로 나타났다.

(2) 시험체

보강 폴리머 콘크리트 휨 시험체는 6개로 하였으며 시험체의 단면 치수, 재하방법, 측정 위치는 그림3.5.1과 같으며 상세한 실험체는 표3.5.4에 나타내었다.

폴리머 콘크리트의 재료 실험을 위하여 75×150mm 실린더 공시체와 60×60×240mm 프리즘을 제작하여 압축강도, 할렬인장강도, 휨 인장강도, 탄성계수 등을 파악하였다.

모든 폴리머 콘크리트 시험체는 실험실에서 온도 20±3° C, 습도 60±5 %에서 7일간 양생하였다.

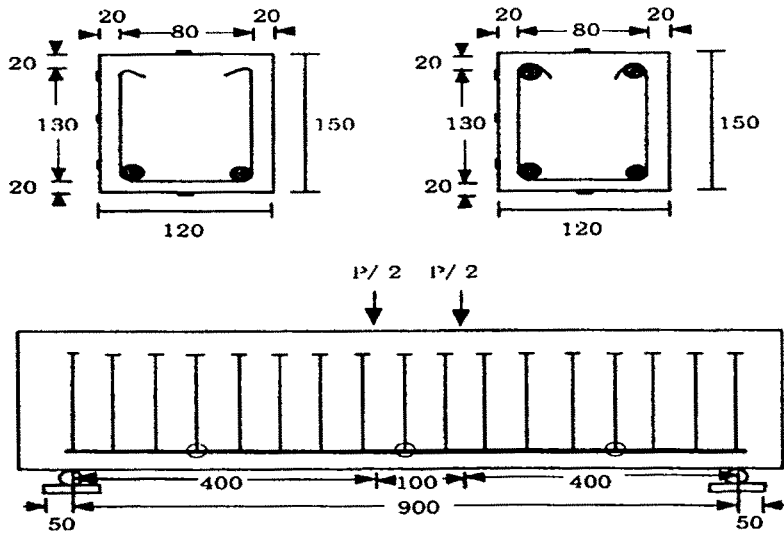


그림3.5.1 시험체 및 측정 위치

표 3.5.4 시험체 상세

시험체 명	단면 치수		철근비	
	폭(b)	유효 층(d)	$\rho = A_s/bd$	$\rho' = A_s'/bd$
SR-16	12	12.20	0.0271	-
SR-19	12	12.05	0.0396	-
SR-22	12	11.90	0.0542	-
DR-16	12	12.20	0.0271	0.0173
DR-19	12	12.05	0.0396	0.0175
DR-22	12	11.90	0.0542	0.0179

(3) 실험과정

실린더와 프리즘에 대한 실험은 KS F 2480(콘크리트 휨 강도 시험 방법), KS F 2481 (폴리에스테르 폴리머 콘크리트 압축 강도 시험 방법), KS F 2438 (콘크리트 원주공시

체 정탄성계수 및 포와슨비 시험 방법) 기준을 적용하였다. 전체 시험체는 지점간격 90cm로 단순지지상태로 정적으로 시험하였고 4점 가력하였다. 하중은 50t 로드셀을 이용하여 측정하였고 중앙부의 처짐에는 LVDT를 사용하였다. 시험체의 철근 및 폴리머 콘크리트의 변형도는 전기적 스트레인 게이지를 이용하여 측정하였다. 각 측정위치는 그림3.5.1에 나타내었다.

5.2.2 실험결과 및 분석

(1) 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

본 연구에서 사용한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 다음 표 3.5.5와 같다. 표3.5.5에서와 같이 압축강도는 875kg/cm², 할렬 인장강도는 91kg/cm², 휨 인장강도는 204.8kg/cm² 탄성계수는 285,000kg/cm²로 나타났다. 이 표에서도 나타난 바와 같이 강도는 일반 시멘트 콘크리트 시험체에 비하여 크다.

표 3.5.5 폴리머 콘크리트의 역학적 성질(kg/cm²)

압축강도	할렬인장강도	휨 인장강도	탄성계수	비고
875	91.1	204.8	285,000	

(2) 보의 강도

보 시험체의 실험 결과 보의 항복하중 및 최대하중은 표 3.5.6과 같다. 전 시험체는 연성적으로 거동하여 최대하중 부근에서 상부에 압괴가 발생하는 철근콘크리트 구조체에서 전형적으로 나타나는 파괴형태로 나타났다. 인장철근은 최대하중의 74~81%에서 항복하였다. 철근비가 증가할수록 최대하중이 증가하는 것으로 나타났고 복근 보가 단근 보에 비하여 압축철근으로 인하여 최대하중이 증가하였다. 이는 일반 철근콘크리트와 동일한 것으로 응력-변형도 곡선에 대한 분석이 필요하다. 최대모멘트 강도는 1175~2230 까지 변화하였으며 복근 보일수록 크게 나타나고 있다.

표3.5.6 실험결과

시험체 명	하중(t)		모멘트(t · m)		Py/Pu	Mu/bd ² (t.m/m ³)
	항복하중 (Py)	최대하중 (Pu)	항복모멘트 (My)	최대모멘트 (Mu)		
SR-16	4.0	5.3	1.6	2.1	0.76	1175
SR-19	6.3	7.8	2.5	3.1	0.81	1779
SR-22	7.5	9.0	3.0	3.6	0.88	2106
DR-16	4.3	5.8	1.7	2.3	0.74	1287
DR-19	6.5	8.3	2.6	3.3	0.77	1916
DR-22	8.0	10.0	3.2	4.0	0.81	2320

일반적인 철근콘크리트에서 적용하는 등가 사각형 응력 블록을 적용하여 휨 강도를 계산하면 다음 식 (1)과 같다.

$$M_n = (A_s - A'_s) f_y (d - a_p/2) + A'_s f_y (d - d') \text{-----(1)}$$

압축철근의 효과는 압축철근이 배근된 보에만 적용한다. 이 중 등가 사각형 응력 블록을 나타내는 0.85 대신 Hsu가 제안한 0.86을 적용한다.

표3.5.7 실험치와 계산치의 비교

시험체 명	모멘트(t · m)		Mu/Mnc	비고
	실험치 (Mu)	계산치 (Mnc)		
SR-16	2.1	1.9	1.11	
SR-19	3.1	2.5	1.24	
SR-22	3.6	3.2	1.13	
DR-16	2.3	2.1	1.10	
DR-19	3.3	2.7	1.22	
DR-22	4.0	3.5	1.14	

표3.5.6에서 나타난 바와 같이 휘트니의 등가 사각형 응력 블록 식은 비교적 안전 측으로 평가되나 보다 정확한 예측을 위해서는 보다 더 많은 실험을 통하여 응력 분포의 형태, 계 계수 등에 대한 연구가 필요하다.

(3) 하중 - 처짐 곡선

단근보 및 복근보에 대한 하중-처짐 곡선을 그림3.5.2와 그림3.5.3에 나타내었다. 측정 지점은 보의 중앙부이며 각 곡선은 하중에 대하여 파괴시까지 처짐을 나타낸 것이다. 하중-처짐 곡선으로부터 철근비가 증가함에 따라 최대하중이 증가하는 현상을 볼 수 있으며 반대로 처짐은 철근비가 증가함에 따라 적게 나타나고 있다. 하중의 초기에는 탄성적 거동으로 하중에 비례하여 처짐이 발생하다가 최대 휨 부분에서 보에 수직 균열이 발생하면서 보의 강성이 저하되어 처짐이 크게 발생하였다. 또한 철근이 항복하는 점에서부터 소성거동이 발생하여 변형이 증가하는 연성적 거동이 발생하였다. 따라서, 보강 폴리머 콘크리트 보는 배근에 따라 연성적으로 거동하므로 충분히 구조부재로 사용할 수 있다고 보여진다. 초기 균열은 단근 보와 복근 보 모두 0.6t 주변에서 발생하였고 이후에는 철근비와 압축철근의 유무에 따라 달라졌다. 철근이 적게 배근된 SR-16이나 DR-16의 경우 압축철근에 의하여 처짐이 영향을 받으나 압축철근이 많을수록 처짐에는 영향이 적은 것으로 나타나 전형적인 철근콘크리트와 유사한 거동을 하는 것으로 나타났다. 그림3.5.2와 3.5.3에서 볼 수 있듯이 보강 폴리머 콘크리트 보는 인장철근이 증가함에 따라 강성은 증가하고 철근이 항복하는 점까지 선형적인 거동을 한다. 표3.5.8은 하중-처짐에 대한 관계를 분석하여 표로 나타낸 것이다. 표3.5.8에서 강성은 단근 보에 비하여 복근 보가 크다. 이는 폴리머 콘크리트의 강도가 상대적으로 크고 또한 휨 인장강도도 크므로 발생하는 현상이다. 강성은 단근 보의 경우 $1110 \sim 1230 \text{kg/mm}^2$, 복근 보의 경우 1380kg/mm^2 주변인 것으로 나타나고 있다. 압축철근의 존재 여부에 따라 강성의 변화가 발생하나 폴리머 콘크리트 보의 강성 예측과 하중에 따른 처짐 변화는 보다 다양한 보의 크기에 대해 실험을 요한다.

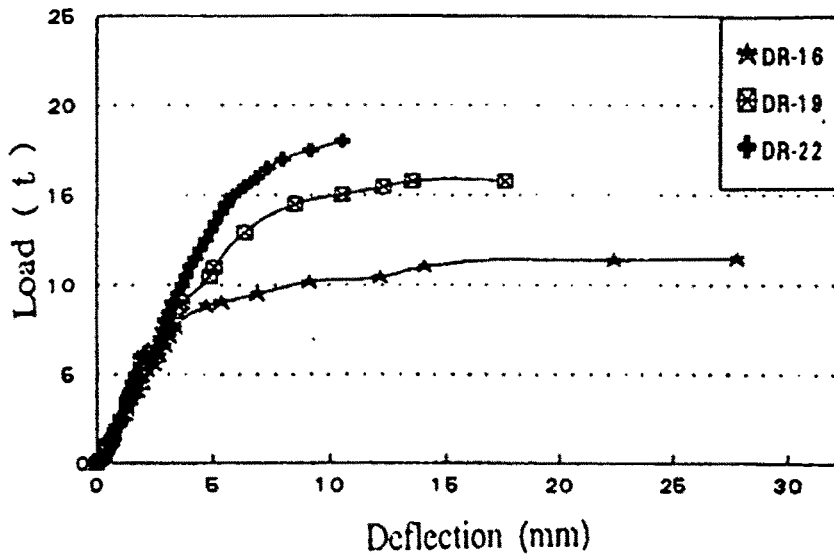


그림3.5.2 단근 보의 하중-처짐 관계

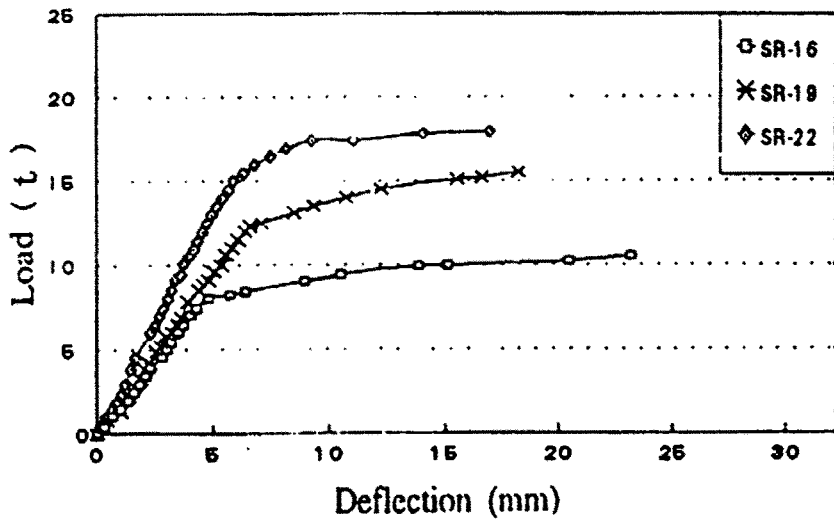


그림3.5.3 단근 보의 하중-처짐 관계

표3.5.8 하중-처짐 관계의 분석

시험체명	항복시		하중/ Δy (kg/mm)	Δy /하중 (mm/t)
	하중(t)	처짐(mm) Δy		
SR-16	4.0	3.6	1110	0.9
SR-19	6.3	5.2	1211	0.83
SR-22	7.5	6.1	1230	0.81
DR-16	4.3	3.1	1390	0.73
DR-19	6.5	4.7	1380	0.72
DR-22	8.0	5.8	1380	0.73

표3.5.9는 연성도를 계산하여 나타낸 것이다 일반적으로 연성도는 다양하게 정의되고 있으나 본 연구에서는 철근의 항복시 최대하중에 대한 처짐으로 나타내었다. 표3.5.9에서 단근 보의 연성도는 2.79~6.39, 복근 보의 경우 2.24~7.74 로 나타나고 있는데 연성도는 압축철근이 존재할 경우 증가하였다. 이는 이전 연구와 거의 유사한 결과를 나타내고 있다.

표3.5.9 연성도 계산

시험체명	항복 하중시		최대 하중시		연성도 ($\Delta u/\Delta y$)
	하중(t)	처짐(mm) Δy	하중(t)	처짐(mm) Δu	
SR-16	4.0	3.6	5.3	23	6.39
SR-19	6.3	5.2	7.8	18	3.46
SR-22	7.5	6.1	9.0	17	2.79
DR-16	4.3	3.1	5.8	24	7.74
DR-19	6.5	4.7	8.3	18	3.83
DR-22	8.0	5.8	10.0	13	2.24

(4) 하중-변형도 관계

그림3.5.4와 3.5.5에 하중에 따른 폴리머 콘크리트의 변형도 변화를 나타낸 것이다. 그림에서 폴리머 콘크리트의 변형도는 최대하중 까지 선형으로 변화하여 변형도도가 최대 단근보의 경우 0.88×10^{-3} 까지, 복근 보의 경우 0.78×10^{-3} 에 이른다. 이는 철근콘크리트의 최대 변형도 0.003과 비교하여 2.5~3배에 이른다. 이는 철근콘크리트에서 규정하는 최대 철근비에 큰 영향을 줄 수 있는데 기존의 HSu의 연구에서도 이러한 점이 잘 나타나고 있다. 따라서, 최대 변형도를 0.006으로 가정할 경우 평형 철근비를 계산하면 다음과 같다.

$$\rho_b = k_u \frac{f_c}{f_y} \beta_1 \frac{0.006}{0.006 + f_y/E_s} = 0.86 \frac{f_c}{f_y} 0.86 \frac{12600}{12600 + f_y}$$

따라서, 본 연구에서의 평형 철근비를 계산하면 $\rho_b=0.118$ 이고 최대 철근비는 0.089가 되어 최대 8.9%까지 배근할 수 있다. 이는 철근콘크리트에 비하여 매우 큰 철근비로 처짐이 문제가 되지 않는 경우 작은 보로서 큰 하중을 부담할 수 있는 보를 만들 수 있다는 것을 의미한다.

철근의 하중-변형도 곡선을 그림3.5.6과 3.5.7에 나타내었다. 그림에서 하중-변형도 곡선은 하중-처짐 곡선과 비교하여 매우 유사한 것으로 나타나며 항복변형도는 상호 거의 일치하는데 0.0025에서 발생하였다.

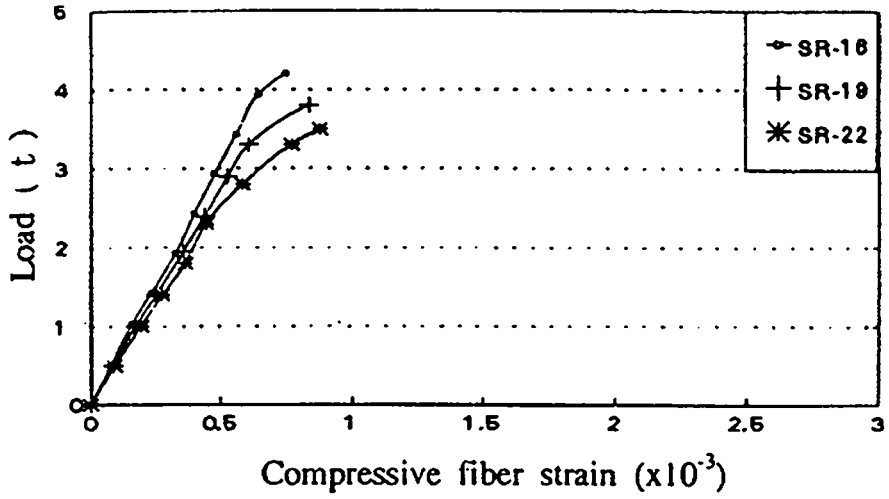


그림 3.5.4 단근 보의 하중-폴리머 콘크리트 변형도 곡선

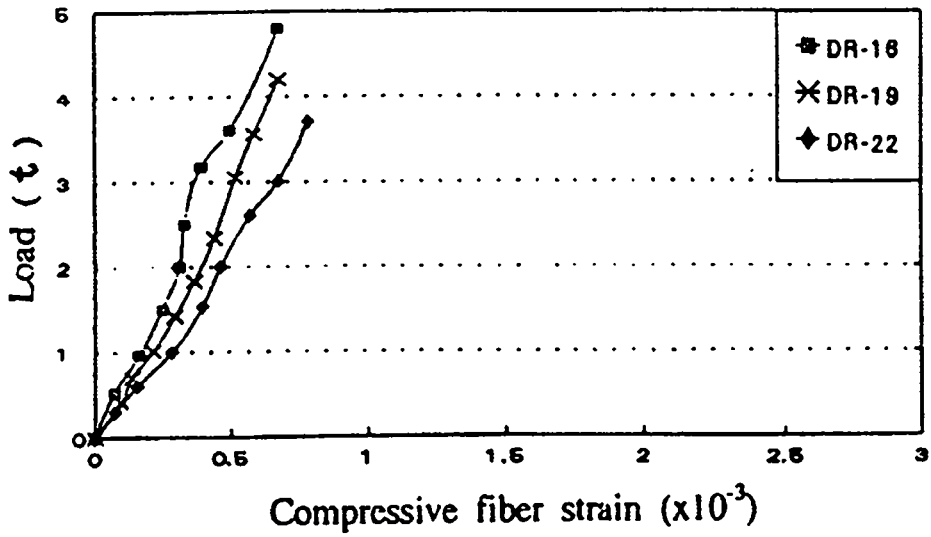


그림 3.5.5 복근 보의 하중-폴리머 콘크리트 변형도 곡선

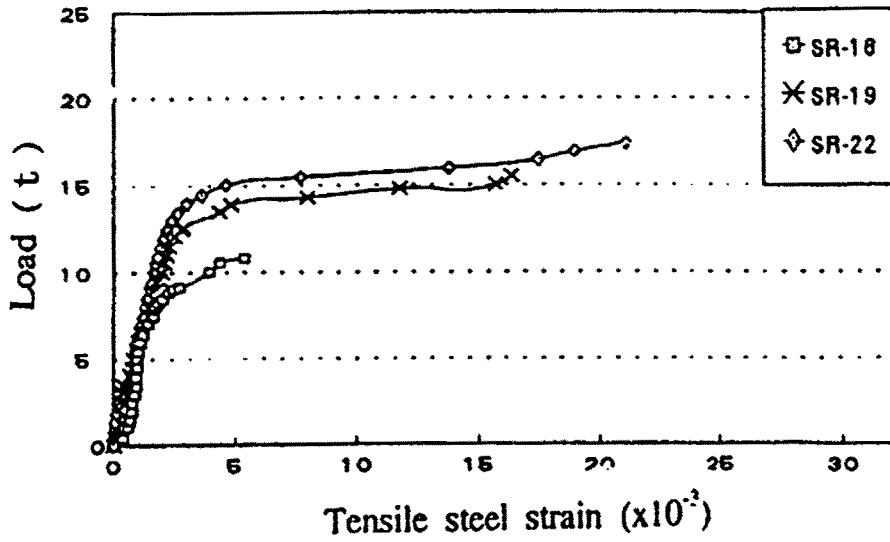


그림 3.5.6 폴리머 콘크리트 단근 보의 하중-철근 변형도 곡선

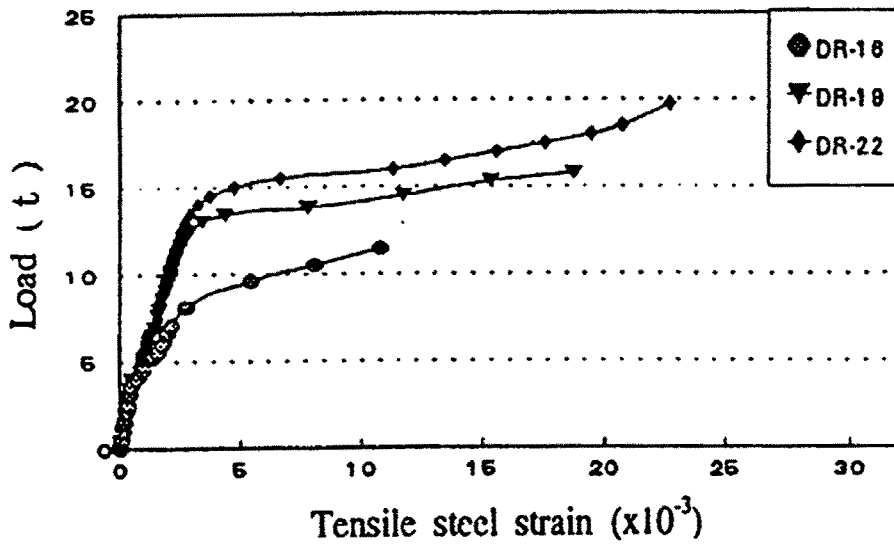
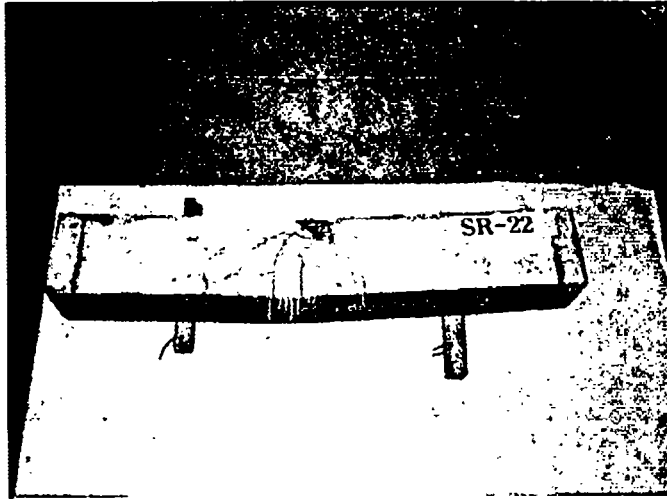


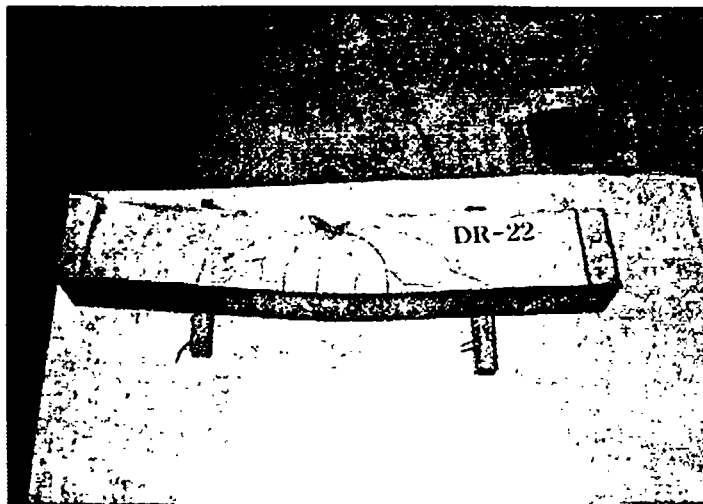
그림 3.5.7 폴리머 콘크리트 복근 보의 하중-철근 변형도 곡선

(5) 파괴형태

모든 시험체는 최대하중이 발생하는 하중점에서 균열이 먼저 발생하여 파괴되었다. 균열의 형성은 하중점 하부에서 먼저 균열이 발생하고 그 균열이 상부로 전파되는 형태로 나타났다. 그림 3.5.8은 파괴형태를 나타낸 것으로 모든 보에서 유사한 균열이 발생한다.



(a) SR-22의 균열 형태



(b) DR-22의 균열형태

그림 3.5.8 파괴형태

5.2.3 소결

본 연구에서는 기초적인 단근 및 복근 보의 휨 거동을 연구하기 위한 것으로 연구 결과 다음의 결론을 얻었다.

- (1) 폴리머 콘크리트 보는 배근이 있는 경우 연성적으로 거동하므로 충분히 휨 부재로서 사용할 수 있다
- (2) 일반적으로 철근콘크리트에서 적용하는 등가 사각형 응력 블록에 의한 강도 예측은 실제 강도보다 적은 것으로 예측되어 안전측이나 보다 정확한 응력 블록을 나타내기 위해서는 더 많은 연구가 필요하다.
- (3) 하중-처짐 분석 결과 초기 균열 전에는 거의 선형으로 거동하나 이후 균열의 영향으로 강성이 저하되는 현상이 발생하고 결국 소성영역에 이른다.
- (4) 하중-변형도 분석 결과 철근콘크리트에서 콘크리트의 최대 변형도 0.003보다 2배인 0.006 이상에서 파괴가 발생하는 것으로 나타났으며 이를 이용하여 평형철근비를 계산하면 같은 강도의 철근콘크리트에 비하여 매우 크다. 따라서, 처짐이 문제가 되지 않을 경우 작은 단면으로 많은 배근을 할 수 있으므로 큰 하중에 저항할 수 있다.
- (5) 모든 보에서 인장 측에서 균열이 발생하여 압축 측으로 진전되는 전형적인 균열이 발생하였으며 시험체 전부가 연성적으로 거동하므로 충분히 구조재로 사용할 수 있다.

5.3 보강 폴리머 콘크리트 보의 전단 거동

5.3.1 시험계획 및 시험체

본 연구에서는 불포화 폴리에스터 폴리머를 사용한 고강도 폴리머 콘크리트의 전단 거동에 대해 연구하였다. 주요 실험 변수는 인장 철근비와 전단 스패너이다. 즉, 인장철근을 D16, D19, D22로 하여 인장 철근비를 변화시켰고 전단 스패너는 1.5, 2.5, 3.5로 하여 각 9개의 보에 대해 실험적으로 연구하였다. 본 연구에서는 전단보강이 되지 않은 보 시험체의 전단 강도와 거동에 대해 연구하였다.

(1) 골재 및 재료

본 연구에서 최대크기 13mm인 갠자갈을 사용하였고 세골재는 일반 모래를 사용하였다. 골재는 사용하기 전 $100 \pm 2^\circ\text{C}$ 에서 24시간 가열한 후 냉각시켜 사용하였다. 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비는 표 5.10과 같고 결합재의 조성은 표 3.5.10와 같다. 폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 불포화 폴리에스터 폴리머의 성질은 표 3.5.11과 같다.

표 3.5.10 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt.%)

결합재	충전재	골재		Silane
		조골재	세골재	
12	11.0	27.4	50.8	0.24

표 3.5.11 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25°C)	점도(25°C,cps)	산가	스티렌 함량(%)
1.03	3.0	20	40

보강용 철근은 D16, D19, D22 이형철근을 사용하였고 철근 강도는 실험 결과 4120kg/cm²으로 나타났다.

(2) 시험체

보강 폴리머 콘크리트 전단 시험체는 9개로 하였으며 상세한 시험체는 표 3.5.12에 나타내었다.

폴리머 콘크리트의 재료 실험을 위하여 75×150mm 실린더 공시체와 60×60×240mm 프리즘을 제작하여 압축강도, 활렬 인장강도, 휨 인장강도, 탄성계수 등을 측정하였다. 모든 폴리머 콘크리트 시험체는 실험실에서 온도 20±3℃, 습도 60±5%에서 7일 이상 양생하였다.

표 3.5.12 시험체 상세

시험체 명	단면 크기 (cm)		유효춤 (d)	배근		전단스팬 (a, cm)	a/d	시험체 길이(cm)	비 고
	b	D		철근	철근비				
SR16	12	15	12.20	2-D16	0.0276	18.3	1.5	110	
SR16	12	15	12.20	2-D16	0.0276	30.5	2.5	110	
SR16	12	15	12.20	2-D16	0.0276	39.8	3.5	150	
SR19	12	15	12.05	2-D19	0.0398	18.0	1.5	110	
SR19	12	15	12.05	2-D19	0.0398	30.0	2.5	110	
SR19	12	15	12.05	2-D19	0.0398	42.0	3.5	150	
SR22	12	15	11.90	2-D22	0.0538	17.9	1.5	110	
SR22	12	15	11.90	2-D22	0.0538	29.8	2.5	110	
SR22	12	15	11.90	2-D22	0.0538	41.7	3.5	150	

(3) 실험과정

실린더와 프리즘에 대한 실험은 KS F 2480(콘크리트 휨 강도 시험 방법), KS F 2481(폴리에스테르 폴리머 콘크리트 압축 강도 시험 방법), KS F 2438(콘크리트 원주공시체 정탄성계수 및 포와슨비 시험 방법) 기준을 적용하였다. 시험체는 각 전단 스펠비에 적절하도록 단순 지지상태로 정적으로 4점 가력하였다. 하중은 100t 로드셀을 이용하여

측정하였고 중앙부의 처짐 측정을 위해 LVDT를 설치하였다. 시험체의 철근 및 폴리머 콘크리트의 변형도는 전기적 스트레인 게이지를 이용하여 측정하였다. 각 측정위치를 그림 5.9에 나타내었다.

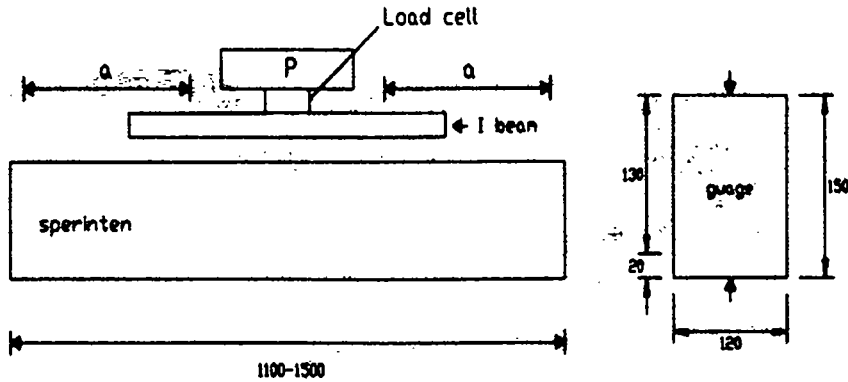


그림 3.5.9 시험체의 상세 및 측정위치

5.3.2 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

본 연구에서 사용한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 다음 표 3.5.13와 같다. 표 3.5.13에서와 같이 압축강도는 1450kg/cm², 할렬인장강도는 108kg/cm², 휨 인장강도는 266kg/cm², 탄성계수는 359,000kg/cm²로 나타났다. 본연구에서 사용한 폴리머 콘크리트의 강도는 시멘트 콘크리트의 강도와 비교하여 매우 높으며 파괴시 변형도는 0.006으로 콘크리트의 0.003에 비하여 매우 크게 나타났다. 이러한 관계를 그림 3.5.10에 나타내었다.

표 3.5.13 폴리머 콘크리트의 역학적 성질(kg/cm²)

압축강도	할렬인장강도	휨 인장강도	탄성계수	비고
1450	108	266	359,000	

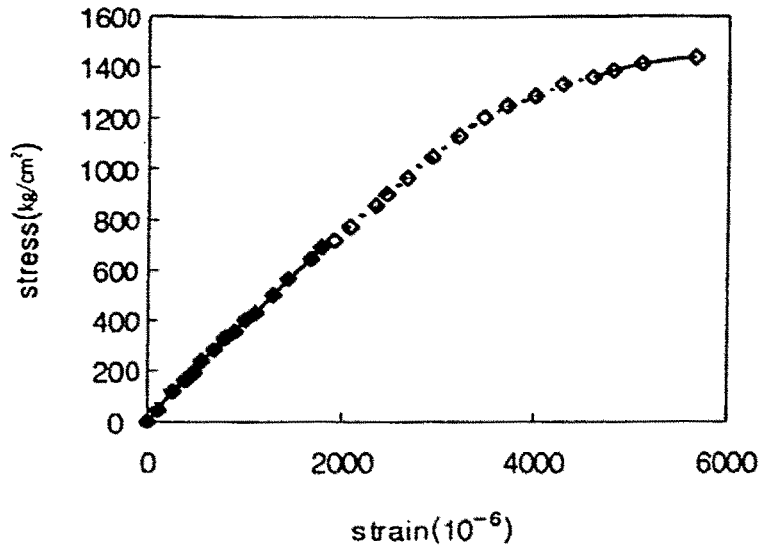


그림 3.5.10 콘크리트 공시체의 응력-변형도 관계

5.3.3 전단 거동

(1) 전단실험 결과

전단실험 결과를 표 3.5.14에 나타내었다. 철근콘크리트에서 전단 스패브와 인장 철근비가 전단 강도에 미치는 영향이 매우 크므로 본 연구에서는 이 두 가지 요소에 대해 실험적으로 연구하여 보강 폴리머 콘크리트의 전단거동에 대한 기초적인 자료를 제공하고자 하였다. 표 3.5.14에서 a/d 가 증가하면 전단 강도가 감소되고 동일한 전단 스패브에 철근비가 증가하면 강도는 증가한다. 즉, 철근콘크리트 보에서 전단 강도는 다음과 같은 요소에 의해 전단 강도가 결정된다.

- 가. 균열이 발생하지 않은 보의 전단저항
- 나. 골재의 맞물림 현상
- 다. 철근의 장부작용
- 라. 흙이 큰보의 경우 아치 작용
- 마. 전단 보강근의 작용

이상에서 동일한 전단 스패브에서 강도가 큰 이유는 철근의 장부작용이 크게 작용하여 발생한 것이다.

표3.5.14 전단실험 결과

시험체명	a/d	V_{cr} (t)	V_u (t)	v_{cr} (kg/cm ²)	v_u (kg/cm ²)
SR16	1.5	3.56	16.10	25	112
SR16	2.5	2.47	7.40	17	52
SR16	3.5	2.65	5.76	12	40
SR19	1.5	3.79	19.20	27	136
SR19	2.5	2.63	8.94	19	63
SR19	3.5	1.81	5.81	13	41
SR22	1.5	4.69	23.8	34	170
SR22	2.5	3.21	11.00	23	78
SR22	3.5	2.14	5.59	15	42

(2) 전단-스팬 비의 영향

실험체의 전단 스패는 183mm에서 420mm까지 변화하며 각 전단 스패비는 1.5에서 3.5까지 변화시켜 실험하였다. 그림 3.5.11과 3.5.12은 실험 결과를 회귀 분석하여 나타낸 것이다.

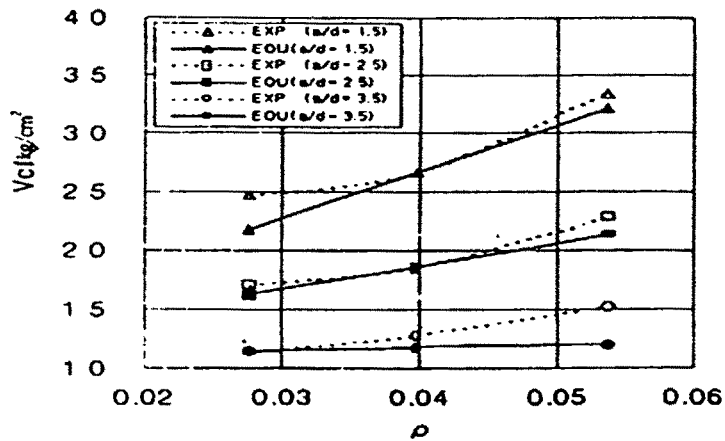


그림 3.5.11 초기 전단강도에 미치는 전단-스팬비의 영향

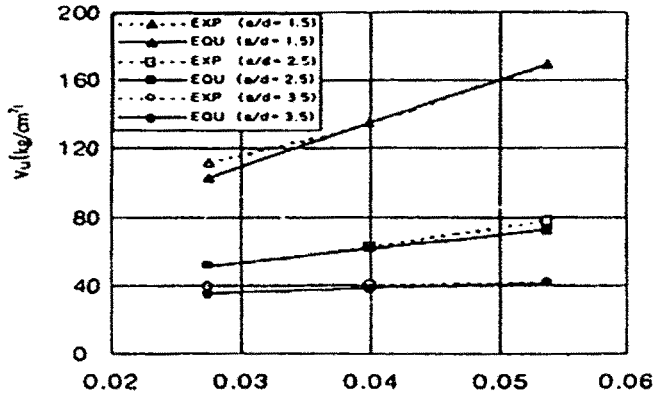


그림 3.5.12 종국 전단강도에 미치는 전단-스팬비의 영향

회귀 분석 결과 다음 식(5.1)을 얻었다.

$$v_{cr} = 1.162(a/d)^2 - 13.42(a/d) + 45.61 \quad \text{-----(5.1)}$$

$$v_u = 258.13(a/d)^2 - 1781.5(a/d) + 3482.6$$

각각의 상관계수는 0.84와 0.88이다. 곡선의 형태가 하향하는데 이는 이전의 Knab와 Dang의 연구에서 전단-스팬비를 1.7에서 6.8까지 변화 시켜 만든 결과와도 동일한 경향성을 보여준다. 또한 균열 발생 후 급격한 파괴를 일으키는데 이것이 강도 900kg/cm² 이하인 폴리머 콘크리트에서 나타난 결과와 고강도인 본 연구의 결과 사이의 차이점이다. 즉, 폴리머 콘크리트 보의 전단파괴는 고강도일수록 취성적인 경향을 보인다.

(3) 인장 철근비의 영향

본 연구에서는 인장 철근비를 같은 전단-스팬비에 대하여 2.76~5.38%까지 변화시킴으로써 전단거동에 미치는 철근비의 영향을 파악하고자 하였다. 실험결과를 표 3.5.14와 그림 3.5.13, 3.5.14에 나타내었다. 종국전단강도는 V_u 는 횡방향의 초기 균열이 발생한 후 30% 이상 증가하는 것으로 나타났다. 전단강도는 철근비가 증가함에 따라 장부작용으로 증가하는 경향을 보여준다.

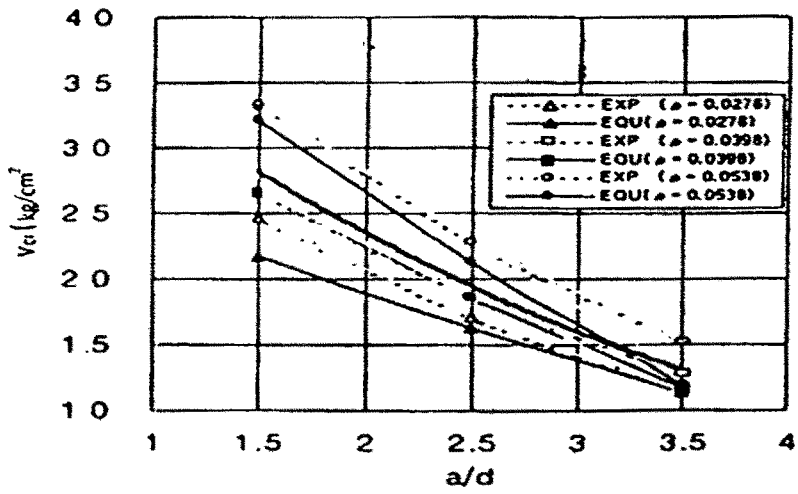


그림 3.5.13 초기균열 전단에 미치는 철근비의 효과

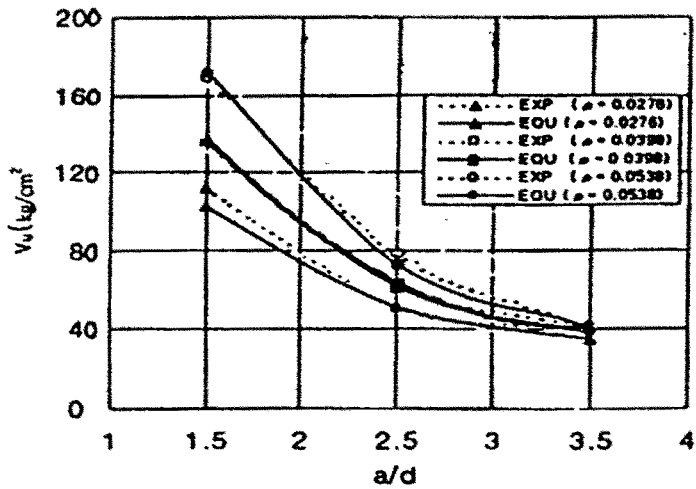


그림 3.5.14 종곡 전단강도에 미치는 철근비의 효과

(4) 보강폴리머 콘크리트 보의 전단 강도

전단강도를 평가하는 방법에는 크게 두가지가 있다. 즉, ACI-ASCE 방법과 Zsutty의 방법이 있는데 실용적으로 ACI-ASCE 방법이 널리 통용되고 있으나 이 방법은 전단력 거동을 완전하게 평가하지 못하는 것으로 평가받고 있다. 즉, ACI-ASCE 방법은 전단 강도에 영향을 미치는 변수를 지나치게 적게 평가하거나 전단-스팬 비의 영향이 적은 것으로 평가하고 있다. 따라서 본 연구에서는 이 두가지 방법을 결합시켜 불변항과 변수를 삼입, 회귀 분석으로 식을 제안하였다. 이전의 고강도 콘크리트에서 전단강도는 f'_c 의 제곱근보다는 f'_c 의 삼승근에 비례하는 것으로 나타나므로 본 연구에서도 고강도 임을 감안하여 제곱근과 삼승근 중에서 회귀 분석 결과 삼승근으로 새로운 식을 제안하였다. 본 연구에서 $V_u/(bd^2f'_c)$ 를 종속변수로 $bd(d/a)^n$ 을 독립변수로 초기하중과 종국 하중에 대해서 분석하여 제시한 식은 다음 식(5.2)와 같다.

$$\frac{V_u}{bd} = 7.1f'_c{}^{1/3} + 6940(d/a)^{2.5} \quad d/a \leq 2.5 \text{-----}(5.2)$$

$$\frac{V_u}{bd} = 7.1f'_c{}^{1/3} + 550(d/a)^{2.5} \quad d/a \geq 2.5$$

초기 균열에 관한 식을 정리하면 다음 식(5.3)과 같다.

$$\frac{V_u}{bd} = 3.7f'_c{}^{1/3} + 6940(d/a)^{8.27} \quad d/a \leq 2.5 \text{-----}(5.3)$$

$$\frac{V_u}{bd} = 3.7f'_c{}^{1/3} + 4460(d/a)^{8.27} \quad d/a \geq 2.5$$

ACI 방법에 의해 분석하면 다음과 같다.

$$v_c/\sqrt{f'_c} = 0.5 + 2500 \rho V_u d / M_u \sqrt{f'_c} \leq 0.8 \text{-----}(5.4)$$

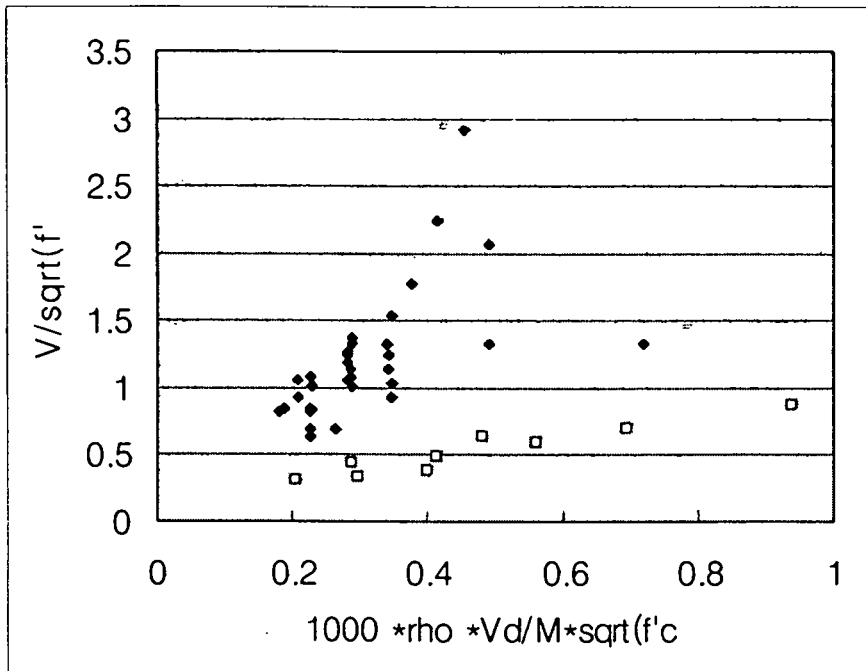


그림 3.5.15 전단강도

5.3.4 균열 형태 및 파괴 모드

(1) 균열 패턴

보강 폴리머 콘크리트 보는 예상대로 철근 콘크리트와 유사하게 거동하였다. 균열 형태는 시멘트 콘크리트에서 발생하는 것과 거의 유사하며 실험 중 주로 세 가지의 균열이 발생하였다.

가. 모든 보에서 휨 균열이 발생하였고 균열은 보의 밑면에서 발생하여 하중이 증가함에 따라 수직으로 보의 윗면까지 진전하였다. 균열은 최대 모멘트 점에서 발생하여 위로 진전하였다.

나. 전단 균열은 전단 스패의 중앙 높이에서 발생하여 하중이 증가함에 따라 보의 양단부에서 보의 윗면으로 진전되었다. 이러한 전단 균열은 a/d가 2.5인 경우에 발생한다.

다. 휨 전단 균열은 모멘트와 전단이 큰 지역에서 발생하여 사선으로 발생하였다. 하중이 증가함에 따라 경사 균열은 하중점까지 도달하게 된다. 파괴 직전 이러한 균열은 사선방향으로 철근이 배근된 지역까지 하향으로 발전하여 철근을 따라서 지점까지 진전된 후 파괴된다.

(2) 파괴 모드

본 연구의 시험체는 전단 압축으로 전단 스패너의 수직 휨 균열이 하중점으로 진전되고 하중이 증가하여 폴리머 콘크리트의 강도에 도달하면 하중점 하부가 급작스럽게 파괴하는 모드를 보였다. 이러한 전단 압축파괴는 전단-스팬비가 1.5인 시험체에서 발견된다. 전단-인장파괴는 대부분의 시험체에서 발견되었는데 모멘트와 전단력이 큰 부분에서 발생한 휨 균열로부터 진전된 휨 경사 균열이 하중이 증가함에 따라 보의 양단부로 전파되면서 급작스럽게 붕괴하였다.

파괴는 균열의 상부 끝이 보의 상부에 도달하고 동시에 균열의 하부 끝이 시험체의 철근 위치로 하강하면서 발생하였고, 철근 하부의 폴리머 콘크리트가 튀어나오는 현상이 발생한다. 균열의 형태와 파괴모드를 그림 3.5.15에 나타내었다.

5.3.5 소결

보강 폴리머 콘크리트 보의 전단실험 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 전단강도는 a/d 가 증가함에 따라 감소하였고 같은 전단-스팬비에서 철근비가 증가함에 따라 증가한다.
- (2) 폴리머 콘크리트 보의 전단강도를 예측할 수 있는 식을 식(5.2)로 제안하였다.
- (3) 전단-압축파괴는 a/d 가 1.5인 보에서, 전단-인장 파괴는 a/d 가 2.5보다 큰 시험체에서 발생하였다.
- (4) 폴리머 콘크리트 보의 정확한 전단 거동 및 구조적 거동을 파악하기 위해서는 더 많은 연구가 필요하다.

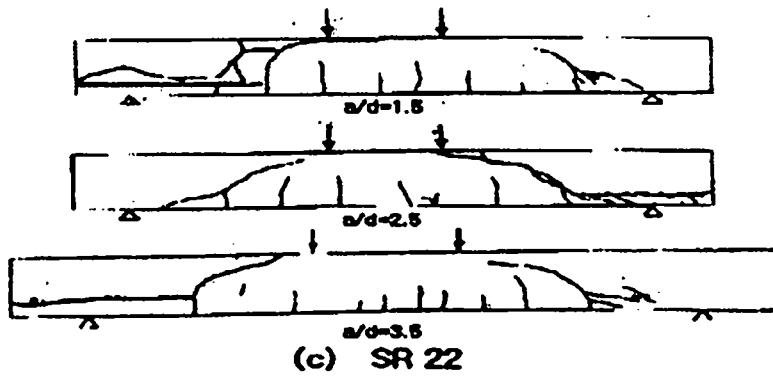
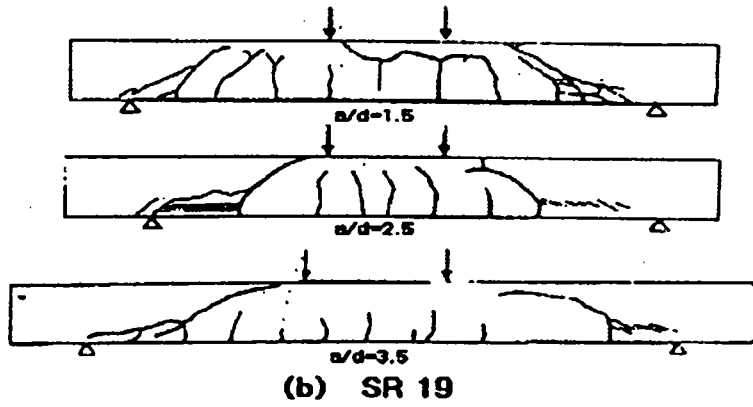
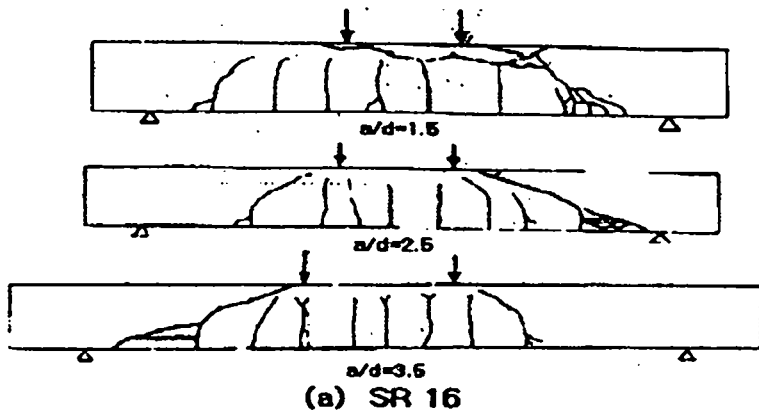


그림 3.5.15 균열 및 파괴 모드

5.4 설계에 관한 제안

5.4.1 휨에 대한 설계

(1) 최대 압축응력도

최대 압축응력도는 0.0082에서 0.0132까지 변한다. 그러나 강도에 따라 편차가 심하므로 본 연구의 결과를 안전측으로 판단하면 0.006을 추천할 수 있으며 다른 문헌에서도 이와같은 변형도를 추천하고 있다. 보다 정확한 최대 압축응력도를 제안하기 위해서는 보다 많은 재료적, 구조적 실험이 필요하다.

(2) 중국 강도에서 응력도의 분포

보강 폴리머 콘크리트 보의 종국하중 하에서의 압축지역의 응력도 분포를 시멘트 콘크리트에서 Whitney가 제안하고 있는 등가 응력 블록을 사용하여 계산하면 다음과 같다.

$$M_n = A_s f_y (d - a/2) = k_u f_c b a (d - a/2)$$

$$a = \beta_1 x$$

이중 등가 사각형 응력 블록을 나타내는 k_u 를 0.85 대신 Hsu가 제안한 0.86을 적용하고 β_1 을 0.86으로 적용하면 안전측으로 평가된다.

(3) 최대 철근비

최대 철근비는 폴리머 콘크리트를 0.006으로 할 경우 다음 식(5.5)으로 구할 수 있다.

$$\rho_b = k_u \frac{f_c}{f_y} \beta_1 \frac{0.006}{0.006 + f_y/E_s} = 0.86 \frac{f_c}{f_y} 0.86 \frac{12600}{12600 + f_y} \text{-----} (5.5)$$

따라서, $f'_c=1200$, $f_y=4000$ 인 경우 $\rho_b=0.168$ 이 된다.

(4) 최소 철근비

회귀 분석 결과 휨인장강도는 $f_r = 5.89\sqrt{f_c}$ 이다. 이 식을 안전율을 고려하여 $f_r = 4.0\sqrt{f_c}$ 으로 하고 최소철근비를 유도하면 다음과 같다.

$$M_{cr} = 4.0\sqrt{f_c}bh^2/6$$

$$A_s f_y (d - a/2) \geq 4.0\sqrt{f_c}bh^2/6$$

여기서 $a/2 = 0.05d$ $d = 0.9h$ 라고 하면 최소철근비는 식 5.6과 같다.

$$\rho_{min} = 0.86\sqrt{f_c}/f_y \text{-----} (5.6)$$

5.4.2 전단에 대한 설계

(1) 우리나라 기준에 따른 설계 방법 제안

우리나라 기준에는 미국 콘크리트 기준과 동일하게 콘크리트가 부담하는 전단력과 보강철근이 부담하는 전단력을 분리하여 평가하고 이를 더한 값으로 제안하고 있다. 이 방법을 본 연구에서도 응용하면 다음과 같다.

$$V_n = V_c + V_s$$

여기서,

$$V_c = (0.5\sqrt{f_c} + 2500\rho V_u d / M_u) b_w d \leq 0.8\sqrt{f_c} \text{ 약산식으로 } V_c = 0.7\sqrt{f_c} b_w d$$

$$V_s = A_s f_y d / s$$

(2) 소성이론과 유사트러스 이론에 의한 전단력 평가

가. 소성이론

본 연구에서의 전단력에 대한 연구는 Nielson과 Bastrup 이 사용하였던 수학적 소성이론을 적용하였다. 일반적인 대칭하중을 받는 단순지지보에 파괴가 지지점으로 부

터 재축방향에 대해 θ 각도로 발생한다고 가정하여 유도하였다. 이러한 파괴기구는 파괴 영역 내에서 전단력, 골재 맞물림 현상 등을 포함하여 나타나게 된다. 여기서, 인장철근은 항복하지 않고 콘크리트가 파괴되는 것으로 가정한다. 이 경우 콘크리트의 파괴는 전단보강 철근이 항복하거나 항복하지 않을 수도 있다. 콘크리트와 철근 모두 완전 소성체로 가정한다. Nielson 과 Baestrup은 보에서의 내부 에너지와 외부 에너지가 같다는 가정하에 다음 식을 제안하고 있다.

$$v'/f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad : 0 < \lambda \leq k_0/2$$

$$v'/f_c = k_0/2 \quad : \lambda > k_0/2$$

여기서 $v' = V/b_wgd$, $\lambda = A_w f_y / b_w s f_c$

v' : 유효 전단응력도

λ : 콘크리트의 압축 응력도

k_0 : 콘크리트의 유효 강도 계수

gd : 트러스의 높이 (일반적인 보의 경우는 $d-a/2$)

k_0 는 콘크리트의 유효강도 계수로 1보다 작은 값을 가지며 인장력에서 스티럽의 존재로 인하여 발생하는 강도의 저하를 고려하기 위한 것이다. 콘크리트의 압축강도는 $k_0 f_c$ 값으로 취한다. 이 식에 의한 값은 상한치나 하한치와 일치하는 것으로 나타났다. 폴리머 콘크리트의 경우 $k_0 = 0.86$ 으로 하면 구할 수 있다.

나. 가변 각도 트러스 모델

철근콘크리트 부재에서 조합하중을 연구하기 위해 가변각도 트러스 모델을 이용하고 있다. 이 모델은 웨브의 사방향 압축력의 경사각을 트러스 부재의 변형도 적합조건에 부합하도록 설정한다는 점에서 일반적인 트러스 모델과 차이가 있다.

중국전단 능력을 결정하기 위하여 트러스 모델에서 파괴기준을 이용할 필요가 있다. 소성이론 접근에서 가정한 바와 같이 웨브가 파괴된 파괴에 대해 고려해야 한다. 이 경우 파괴 기준은 웨브의 콘크리트 압축대의 압축강도와 관련이 있다. 이러한 압축대

의 압축강도는 $k_0 f_c$ 이다. 전단보강 철근량이 평형조건(웹 콘크리트와 전단 철근이 동시에 파괴하는 상태)보다 작으면 콘크리트 웨브가 파괴되기 전에 항복할 것이다. 평형상태의 전단철근 지수(λ_b)를 다음과 같이 개략적으로 평가하면 다음과 같다.

$$\lambda_b = k_0 \epsilon_0 / (2 \epsilon_0 + |\epsilon_y|)$$

여기서

ϵ_0 : 콘크리트 변형도의 제한치

ϵ_y : 스테럽의 항복 변형도

$$v' / f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{underreinforced}$$

$$v' / f_c = \frac{k_0}{2} \sin 2\alpha_u \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{overreinforced}$$

α_u 는 45° 보다 작은 각도로 λ 가 무한대에 접근할 때 45° 가 된다.

여기서도 폴리머 콘크리트의 k_0 를 0.86으로 한다.

제6절 결 언

6.1 폴리머 재료의 역학적 성질

- (1) 폴리머 콘크리트 재료는 일반 시멘트 콘크리트 재료에 비하여 강도가 우수하며 제조가 쉽고 속경성으로 제품화에 유리하다.
- (2) 폴리머 콘크리트의 재료에는 배합비를 결정하는 정해진 규칙이 없는 상태로 실험적으로 접근해야한다.
- (3) 폴리머콘크리트의 제조에 세골재만 사용하는 것 보다 조골재를 함께 사용한 경우의 압축강도가 크고 탄성계수, 할렬 인장강도, 휨 인장강도 등에서도 성능이 우수하다. 또한, 가교재를 사용한 폴리머 콘크리트가 성능이 우수한 것으로 나타났다.
- (4) 수지량은 폴리머 콘크리트의 경제성을 좌우하는 중요한 요소로 10%~11% 정도에서 모두 재료적 성능이 우수한 것으로 나타났다.
- (5) 수축감소제는 폴리머 콘크리트의 강도 및 수축량에 미치는 영향이 큰 것으로 나타나고 있으나 10%~20%에서 조절하면 양질의 폴리머 콘크리트를 얻을 수 있는 것으로 나타났다.
- (6) 폴리머 콘크리트의 휨 인장 강도비는 포틀랜드 시멘트 콘크리트의 강도비 2.0과 비교하여 2.5배 이상 큰 것으로 나타났으며, 할렬 인장강도는 유사하고 포틀랜드 시멘트의 같은 강도에서 탄성계수비는 약 50-60%에 불과하여 탄성계수가 낮다
- (7) 폴리머 콘크리트의 적정 배합비를 결정하는 데는 골재, 수지량, 수축감소제의 량 등에 따른 영향에 대한 다양한 연구가 필요하며 골재의 종류에 따른 강도 변화 성상에 대해서도 연구할 필요가 있다.
- (8) 폴리머 콘크리트의 물성에 관한 연구의 결과는 다음과 같다.
 - 가. 압축변형도는 포틀랜드 시멘트의 종국압축 변형도 0.003에 비하여 2.5배에서 4배 정도 큰 0.0082에서 0.0132값을 가진다.
 - 나. 탄성계수: $E_{pc} = 11411\sqrt{f_c}$, 할렬 인장강도: $f_t = 0.13f_c$
 - 휨 인장강도: $f_r = 5.89\sqrt{f_c}$

6.2 휨 거동에 대한 연구

- (1) 폴리머 콘크리트 보는 배근이 있는 경우 연성적으로 거동하므로 충분히 휨 부재로서 사용할 수 있다
- (2) 일반적으로 철근콘크리트에서 적용하는 등가 사각형 응력 블록에 의한 강도 예측은 실제 강도보다 적은 것으로 예측되어 안전측이나 보다 정확한 응력 블록을 나타내기 위해서는 더 많은 연구가 필요하다.
- (3) 하중-처짐 분석 결과 초기 균열 전에는 거의 선형으로 거동하나 이후 균열의 영향으로 강성이 저하되는 현상이 발생하고 결국 소성영역에 이른다.
- (4) 하중-변형도 분석 결과 철근콘크리트에서 콘크리트의 최대 변형도 0.003보다 2배인 0.006 이상에서 파괴가 발생하는 것으로 나타났으며 이를 이용하여 평형철근비를 계산하면 같은 강도의 철근콘크리트에 비하여 매우 크다. 따라서, 처짐이 문제가 되지 않을 경우 작은 단면으로 많은 배근을 할 수 있으므로 큰 하중에 저항할 수 있다.
- (5) 모든 보에서 인장 측에서 균열이 발생하여 압축 측으로 진전되는 전형적인 균열이 발생하였으며 시험체 전부가 연성적으로 거동하므로 충분히 구조재로 사용할 수 있다.

6.3 보강 폴리머 콘크리트 보의 전단에 관한 연구

- (1) 전단강도는 a/d 가 증가함에 따라 감소하였고 같은 전단-스팬비에서 철근비가 증가함에 따라 증가한다.
- (2) 폴리머 콘크리트 보의 전단강도를 예측할 수 있는 식을 식(5.2)로 제안하였다.
- (3) 전단-압축파괴는 a/d 가 1.5인 보에서, 전단-인장 파괴는 a/d 가 2.5보다 큰 시험체에서 발생하였다.
- (4) 폴리머 콘크리트 보의 정확한 전단 거동 및 구조적 거동을 파악하기 위해서는 더 많은 연구가 필요하다.

6.4 설계에 관한 제안

(1) 최대 압축응력도

최대 압축응력도는 강도에 따라 편차가 크지만 0.006을 추천한다.

(2) 휨 강도의 추정

$$M_n = A_s f_y (d - a/2) = k_u f_c b a (d - a/2)$$

$$a = \beta_1 x$$

k_u 를 0.86으로 하고 β_1 을 0.86으로 적용한다.

(3) 최대 철근비

최대 철근비는 폴리머 콘크리트를 0.006으로 하여 다음식으로 계산한다.

$$\rho_b = k_u \frac{f_c}{f_y} \beta_1 \frac{0.006}{0.006 + f_y/E_s} = 0.86 \frac{f_c}{f_y} 0.86 \frac{12600}{12600 + f_y}$$

(4) 최소 철근비

휨 인장 강도를 안전율을 고려하여 $f_r = 4.0\sqrt{f_c}$ 으로 할 경우 최소철근비는 다음과 같다.

$$\rho_{\min} = 0.86\sqrt{f_c}/f_y$$

(5) 전단에 대해서는 다음과 같이 설계할 수 있다.

$$V_n = V_c + V_s$$

여기서,

$$V_c = (0.5\sqrt{f_c} + 2500\rho V_u d/M_u) b_w d \leq 0.8\sqrt{f_c} \quad \text{약산식으로} \quad V_c = 0.7\sqrt{f_c} b_w d$$

$$V_s = A_s f_y d/s$$

(6) 소성이론과 유사트러스 이론에 의한 전단력 평가

가. 소성이론

$$v'/f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad : 0 < \lambda \leq k_0/2$$

$$v'/f_c = k_0/2 \quad : \lambda > k_0/2$$

여기서 $v' = V/b_wgd$, $\lambda = A_{vf_s}/b_wsf_c$

폴리머 콘크리트의 경우 $k_0 = 0.86$ 을 적용한다.

나. 가변 각도 트러스 모델

$$\lambda_b = k_0 \epsilon_0 / (2 \epsilon_0 + |\epsilon_s|)$$

$$v'/f_c = \sqrt{\lambda(k_0 - \lambda)} \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{underreinforced}$$

$$v'/f_c = \frac{k_0}{2} \sin 2\alpha_u \quad 0 < \lambda \leq \lambda_b : \text{overreinforced}$$

여기서도 폴리머 콘크리트의 k_0 를 0.86으로 한다.

여 백

제4장 프리캐스트 기초 개발

제1절 서설

제2절 프리캐스트 기초 옆판 개발을

위한 실험적 연구

제3절 프리캐스트 기초판

제4절 결언

여 백

제4장 프리캐스트 기초 개발

제1절 서 설

1.1 연구배경 및 목적

첨단시설 영농을 위한 유리온실의 시공성과 열차단 효과를 극대화하고 공기를 단축하기 위해서는 그동안 현장 타설 콘크리트로 시공해오던 기초 옆판의 프리캐스트화가 절실하다. 현재 우리 나라의 온실 기초부위는 주로 현장 타설 콘크리트로 시공하고 있는데 콘크리트 작업에 따른 공정의 문제와 시공성 등을 고려하면 기초 부위를 프리캐스트화 하여 공장 생산하는 것이 품질의 균질화, 현장 작업의 최소화, 공정의 단축이라는 측면에서 매우 유리하다. 프리캐스트화 하기 위해서는 제품의 생산성이 높아야 하며 토양의 산성화에 따른 내식성을 갖춘 재료를 사용해야 한다. 기초 부위의 제품화는 외국의 경우 주로 콘크리트로 프리캐스트화 되고 있다.

콘크리트의 프리캐스트화는 콘크리트의 물성이 잘 알려져 있고 재료가 경제적이며 제작이 쉽다는 장점을 가지고 있다. 그러나, 콘크리트의 무게로 인해 운반, 설치가 어렵고 별도의 장비를 사용해야하며, 우리 나라와 같이 산성화된 토양에서는 쉽게 성능저하가 발생한다는 단점도 있다.

프리캐스트 콘크리트 샌드위치 패널 형태의 기초 옆판이 가지는 단점을 개선하기 위해서는 휨 강성이 크고 강도가 높은 재료를 선택하여 구조적 성능을 향상시키고 시공성과 경제성을 고려한 제품을 생산해야 한다. 이를 위해서 기초 부분을 폴리머 콘크리트를 이용해 샌드위치 패널 형태로 프리캐스트화 할 경우 무게가 감소하고 단열재를 사용함으로써 열전도성, 경제성과 시공성을 확보할 수 있다.

폴리머 콘크리트 재료 자체는 고가이나 콘크리트와는 달리 압축강도와 인장강도가 높고 속경성으로 제품화가 쉽고 내구성이 크다는 장점이 있다. 기초부위는 크게 기초 옆판과 기초판으로 분류될 수 있다. 기존 철근 콘크리트 기초 옆판은 기초, 페테스탈과 함께 일체로 타설되어 안정성에서는 우수하나 외부 온도 변화를 차단할 수 있는 단열재를 시공할 수 없었다. 기초판은 일반적인 경우 70×70×30cm(가로×세로×두께) 크기로 무게가 353kg 정도가 되어 제작 및 취급이 어려웠다. 또 이 무게로 인해 시공성

이 떨어졌다. 따라서 기초 옆판에는 단열재를 시공해야 하며 기초판은 경량화해야 한다. 본 연구에서는 기초 옆판의 중앙부에 단열재를 시공하고 기초판의 하부에는 주구조체 역할을 할 수 있는 판을 배치하고 중앙부에 단열재를 넣음으로써 경량화하는 동시에 구조적 성능을 향상시킬 수 있도록 한다.

이에 따라 우리 나라에 적합하고 생산이 쉬운 폴리머 콘크리트 기초 부위의 개발을 위해 다음과 같은 방법으로 연구를 진행한다.

- (1) 기초형식을 위한 하중 분석
- (2) 기초의 무게를 감소시켜 경제성을 확보하고 열전달을 방지하기 위해 중앙부에 단열재를 넣은 샌드위치 패널 형태의 구조체에 대해 연구한다.
- (3) 기초 연결판의 프리캐스트화를 위해 폴리머 샌드위치를 제작하여 기초적인 구조성능에 대해 실험적으로 연구한다.
- (4) 기초는 기존 계산서를 참조하여 두께와 크기를 정하고 이를 폴리머 콘크리트로 제작, 실험적으로 연구한다.

본 연구는 적절한 형태의 폴리머 콘크리트 기초 옆판을 설정하기 위한 기초적 자료를 축적하기 위한 것으로 본 연구를 통하여 적절한 기초 옆판과 기초의 두께 및 크기 및 구조적 성능을 파악하여 프리캐스트 기초부위를 제안하고자 한다.

1.2 연구내용 및 범위

본 연구는 온실 시공시 상당한 공기를 요하는 기초 부위를 프리캐스트화 하기 위한 것으로 제 3장에서 연구한 재료의 특성 및 구조적 거동을 기초로 기초 옆판과 기초판에 대해 연구한다. 우선 기초옆판은 폴리머 콘크리트의 재료를 최소화하여 경제성을 확보하고 단열 성능을 확보하기 위하여 폴리머 콘크리트 샌드위치 패널 방식을 채택, 무근으로 처리하거나 직접 폴리머 콘크리트 속에 와이어 메쉬로 보강하여 그 구조적 성능에 대해 연구한다. 또한, 기초판은 경량화 및 단열 효과 확보를 위해 샌드위치 패널 형태로 제작한다. 이 경우 하부패널은 구조재로서 역할을 하고 상부패널은 페데스탈을 통해 전달되는 횡력에 저항하는 요소가 된다. 본 연구에서 사용하는 폴리머 콘크리트 샌드위치 패널은 우리 나라에서 주로 생산되고 있는 강판이나 시멘트 콘크리트와 다른 성질을 가지고 있다. 즉, 폴리머 콘크리트 자체 성질만으로 부착성을 확보할 수 있고 고강

도라는 점에서 생산성을 확보할 수 있다. 그러나 본 연구에서 사용하는 불포화 폴리에스터 수지가 수축성이 매우 크고 단열재인 발포 폴리스틸렌을 용해시키므로 제조에 주의할 필요가 있다. 본 연구에서는 기존의 연구에 의해 연구된 제조 방법을 사용하여 시험체를 제작하였다.

유리온실에서 기초 옆판은 상부 유리 벽체의 하중을 지지하고, 횡력이 기초 상호간에 전달이 가능하도록 해주는 구조부재로 구조적 성능을 확보하고 있어야 한다. 기초판은 상부하중을 지반으로 전달시키는 구조부재이다. 따라서 일반적인 유리 온실에서 기초가 부담하는 하중에 대해 조사하여 충분한 구조적 거동이 가능하도록 설계해야 한다.

따라서, 기초 옆판의 연구는 가장 일반적으로 사용되는 유리온실 스펀을 기준으로 두께를 다양하게 변화시켜 배근하는 방법으로 진행할 필요가 있다. 또한, 적정한 프리캐스트 폴리머 콘크리트 기초를 제안하기 위해서는 기존 시멘트 콘크리트 기초의 하중을 조사하고 고강도인 폴리머 콘크리트에 적절한 두께를 실험적으로 결정할 필요가 있다.

이상에서, 본 연구는 온실의 외벽 용도로 사용 가능한 기초 연결판의 프리캐스트화를 연구하기 위한 기초적 실험으로 중앙부에 단열재를 넣은 샌드위치 패널 형태의 구조적 성능, 특히 휨성능에 대해 실험적으로 연구한다. 즉, 내외부의 적정 두께를 산출하기 위해 폴리머 콘크리트 샌드위치 패널의 구조적 성능을 철근이 보강되지 않은 무보강 폴리머 콘크리트와 와이어 메쉬로 보강된 폴리머 콘크리트로 나누어 휨 성능을 중심으로 연구한다. 보강의 경우 표면부의 두께를 달리하고 내부에 와이어 메쉬로 보강하는 방법으로 실험하며 무보강의 경우는 표면부 두께를 같이하여 실험적으로 연구한다. 무보강의 경우와 보강의 경우를 비교하여 성능이 우수하고 보다 생산성이 좋은 기초 옆판을 연구하여 가능한한 두께를 감소시킴으로써 경량화된 기초옆판을 개발하고자 한다.

따라서, 기초 옆판은 형상 및 배근을, 기초판은 파괴형태를 주요 실험변수로 연구하여 적절한 프리캐스트 기초 옆판과 기초판을 제안한다.

온실기초의 프리캐스트화를 위한 연구 내용 및 범위는 다음과 같다.

- (1) 기초형식을 위한 하중 분석
- (2) 폴리머 콘크리트 기초 연결판의 구조성능
- (3) 폴리머 콘크리트 기초의 휨 특성
- (4) 기초 및 기초연결판의 형식 결정

1.3 시험체 제작 방법

1.3.1 폴리머 콘크리트 기초옆판의 제조방법

본 연구에서 사용하는 폴리머 콘크리트 표면부의 폴리머 콘크리트는 부착성능이 우수하고 고강도라는 장점은 있으나 중앙부의 단열재를 녹일 수 있으므로 이를 개선하여 시험체를 제작하였다. 제조방법은 다음과 같다.

- (1) 중심부에 사용되는 단열재 및 와이어 메쉬를 준비한다.
- (2) 강재 거푸집을 설치하고 박리제를 바르고 표면부와 단열재의 접합부를 확보하기 위하여 폴리머 콘크리트 타설전에 불포화 폴리에스터 수지로 택코팅(tack coating) 하였다.
- (3) 폴리머 콘크리트가 속경성이므로 가급적 빠른 시간내에 소정의 두께까지 포설한다. 보강용 와이어 메쉬가 있는 경우 폴리머 콘크리트를 피복 두께로 포설한 후 와이어 메쉬를 배근하고 다시 소정의 두께까지 폴리머 콘크리트를 포설한다. 소정의 두께가 되면 롤러나 훑손으로 마무리한다
- (4) 온도 $20\pm 3^{\circ}\text{C}$, 습도 50-60%에서 약 1시간 정도 상온에서 양생시킨다.
- (5) 표면을 마감한다.
- (6) 무보강 폴리머 콘크리트 시험체

폴리머 콘크리트 기초옆판 시험체는 표면부의 양면 두께를 동일하게 하여 중앙부의 단열재와 표면부의 두께를 변화시키는 방식으로 제작하였다. 표면부 하부에는 탈락을 방지하고 압축능력을 증가시키기 위하여 유리섬유를 넣었다.

(7) 보강 폴리머 콘크리트 시험체

본 연구에서는 보강 폴리머 샌드위치 패널 형태의 기초옆판 외부면에는 와이어 메쉬를 배근하지 않고 내부면에는 와이어 메쉬를 배근하는 형태로 제작하였으며 피복을 확보하기 위해 내외부 표면재의 두께를 달리하였다. 본 시험체의 제작에 사용한 용접철망은 국내 H사의 제품이며 단열재의 두께는 건축물에서 널리 사용하고 있는 50mm로 하였다.

1.3.2 폴리머 콘크리트 기초판의 제조방법

기초판 시험체의 제작 방법은 기초 옆판의 제조방법을 준용하였으며 다음과 같다.

- (1) 중심부에 사용되는 기초 크기에 맞게 일정 두께의 단열재를 크기별로 절단하고 기초용 철근을 가공, 조립한다.
- (2) 거푸집을 설치하여 박리제를 바르고 하부 폴리머 콘크리트와 단열재의 접합부를 확보하기 위하여 폴리머 콘크리트 타설전에 불포화 폴리에스터 수지로 택코팅(tack coating)한다..
- (3) 폴리머 콘크리트는 속경성이므로 가능한 빠른 시간 내에 하부 기초판의 두께 까지 포설한다. 이때 4cm 정도의 피복을 유지하도록 하여 철근을 배근하고 충분히 다진 후 로러나 흙손으로 면을 고른 다음 중앙부 공간의 필요한 부분에 단열재를 배치한다. 다시 상부판까지 폴리머 콘크리트를 포설한 후 소정의 두께가 되면 로러나 흙손으로 마무리 한다.
- (4) 온도 $20\pm 3^{\circ}\text{C}$, 습도 50-60%에서 약 1시간 정도 상온에서 양생시킨다.
- (5) 표면을 마감한다.

제2절 프리캐스트 기초 옆판 개발을 위한 실험적 연구

2.1 개요

첨단시설 영농을 위한 유리온실의 시공성, 공기단축 및 열차단 효과를 극대화하기 위해서는 그간 현장 타설 콘크리트로 시공해오던 기초 옆판의 프리캐스트화가 절실하다. 프리캐스트화하기 위해서는 제품의 생산성이 높아야 하며 토양의 산성화에 따른 내식성을 갖춘 재료를 사용해야 한다. 콘크리트로 프리캐스트화 할 경우 부재의 무게로 인하여 취급 및 시공상 문제를 야기하게 된다. 즉, 프리캐스트 콘크리트 샌드위치 패널 형태의 기초 옆판의 단점을 개선하기 위해서는 휨강성이 크고 강도가 높은 재료를 선택하여 구조적 성능을 향상시키고 시공성과 경제성을 고려해 제품을 생산해야 한다. 이를 위해서 기초 부분을 폴리머 콘크리트를 이용, 샌드위치 패널 형태로 프리캐스트화 할 경우 무게가 감소하고 단열재 사용으로 인해 열전도성, 경제성, 시공성을 확보할 수 있다.

2.2 폴리머 콘크리트 재료

2.2.1 중심부 재료

(1) 발포 폴리스티렌

중심부에 사용된 재료는 시중에서 구입이 용이한 발포 폴리스티렌이다. 발포 폴리스티렌은 폴리스티렌 수지에 발포제를 넣은 다공질의 기포 플라스틱(foam plastic)이다. 이것은 용적당 중량이 목재의 1/20정도로 가볍고 상당한 중량에도 견딜 수 있으며, 시공시 파손이 적고 쉽게 절단할 수 있어서 가공성이 좋은 장점을 지니고 있다. 또한 전기 절연성이 우수하고 다른 단열재에 비해 단열효과가 비교적 크며, 흡수율 및 비중이 작을 뿐만 아니라 시공성이 우수하고 유해한 미생물의 서식이 불가능하기 때문에 단열재로서 많이 사용되고 있다.

본 연구에서 사용된 발포 폴리스티렌은 비드법에 의해 제조된 보온판 4호이며, KS에 규정된 일반적인 특성은 표 4.2.1 과 같다. 그리고 KS M 3831(경질 발포 플라스틱의 압축시험 방법) 및 KS M 3808(발포 폴리스티렌 보온재)에 의해 측정된 물리적·역학적 성질은 표 4.2.2와 같다.

표 4.2.1 KS에 규정된 발포 폴리스티렌의 성질

종 류	밀도 (kg/m ³)	열전도율 (평균온도 20±5℃, kal /m·h·℃)	굽힘강도 (kg/cm ²)	압축강도 (kg/cm ²)	흡수량 (g/100m ²)	투수계수 (두께 25mm당 g/m ² ·h·mmHg)	
보 온 판	1호	30이상	0.031이하	3.5이상	1.6이상	1이하	0.07이하
	2호	25이상	0.032이하	3.0이상	1.2이상		0.01이하
	3호	20이상	0.034이하	2.2이상	0.8이상		0.12이하
	4호	15이상	0.037이하	1.5이상	0.5이상	1.5이하	0.14이하

표 4.2.2 발포폴리스티렌의 물리·역학적 성질 시험결과

항 목		실험값	표준편차	KS규정
압축강도 (kg/cm ²)	10×10×5(cm)	0.803	0.006	0.5
	5×5×5(cm)	0.720	0.026	-
휨강도 (kg/cm ²)		2.350	0.329	1.5
전단강도 (kg/cm ²)		1.050	0.070	-
탄성계수 (kg/cm ²)	10×10×5(cm)	21.12	-	-
	5×5×5(cm)	24.07	-	-
전단계수 (kg/cm ²)		61.87	-	-
밀 도 (kg/m ³)		14.36	-	-

2.2.2 표면부 재료

(1) 폴리머 콘크리트

폴리머 콘크리트의 배합은 소정의 워커빌리티와 강도를 얻을 수 있는 범위 내에서 골재와 충전재의 양을 최대로 하고, 결합재인 폴리머의 양을 최소화하는 것이 가장 이상적이다. 그러나 폴리머 콘크리트의 경우 시멘트 콘크리트처럼 아직까지 최적배합비가 정립되어 있지 않기 때문에, 본 연구에서는 연구진이 개발한 배합비를 사용하였다. 특히, 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 수축을 작게 하기 위해 사용하는 수축감소제는 강도 저하에 큰 영향을 미치므로 이를 고려하여 사용량을 결정하였다.

표 4.2.3 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt.%)

결 합 재	충 전 재	골 재	비 고
16	12.6	71.4	

(2) 불포화 폴리에스터 수지

불포화 폴리에스터 수지(unsaturated polyester resin)는 구성분자의 불포화된 단량체(monomer)가 에스테르(ester)결합으로 중합된 고분자 화합물이다. 이것은 취급이 쉽고 경화성이 뛰어나며 상온 혹은 고온에서 자유롭게 경화시킬 수 있다. 또한, 다른 열경화성 수지와 비교하여 기계적 성능과 수밀성, 내약품성이 우수하며 경제적이다. 본 실험에 사용한 폴리머는 국내 A사의 올소타입(ortho type) 불포화 폴리에스터 수지로서 코발트계 경화 촉진제(CoOc)가 첨가되어 있으며, 그 성질은 표 4.2.4와 같다.

표 4.2.4 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25℃)	점도(25℃,cps)	산가	스티렌 함량(%)
1.03	3.0	20	38.0

(3) 개시제

경화 촉진제(promoter)가 첨가된 불포화 폴리에스터 수지는 개시제(initiator)만 첨가되면 경화반응을 일으킨다. 개시제는 속경형, 표준 경화형, 자연형의 3종류가 있으나 본 실험에서는 국내산 표준 경화제를 사용하였으며 그 성질은 표 4.2.5와 같다.

표 4.2.5 개시제의 성질

성분	비중(25℃)	활성산소(%)
MEKPO 55% DMP 45%	1.13	10.0

(4) 수축감소제

불포화 폴리에스터 수지는 경화시 7~10%의 큰 수축을 일으킨다. 이것은 경화 속도와 관계없이 수지 중의 스티렌 모노머(styrene monomer)의 함량에 따라 변화한다. 이와같은 수축량을 감소시키기 위해서 본 연구에서는 열가소성인 폴리스티렌을 스티렌 모노머에 용해시킨 수축감소제를 사용하였으며 그 성질은 표4.2.6과 같다.

표 4.2.6 수축감소재의 성질

점도(25℃,pcs)	불휘발성 물질(%)	색상	비고
31-41	34-48	투명	

(5) 충전재

충전재는 무기질로서 흡수성이 작은 것을 선택하며, 비교적 고가인 폴리머의 사용량을 줄이기 위해 사용한다. 본 연구에서는 저가로 구입이 용이한 중질탄산칼슘(heavy calcium carbonate)을 사용하였으며 그 물리적, 화학적 성질은 표 4.2.7, 표 4.2.8과 같다.

표4.2.7 중질탄산칼슘의 성질

비중 (gr/cc)	흡수율 (cc/gr)	함수량 (%)	pH	평균입자 (μm)	백색도 (%)	325 번째 잔량(%)
0.75	0.20	0.3이하	8.8	13	90	0.03

표4.2.8 중질탄산칼슘의 화학적 성분

CaO	Al ₂ O ₃	Fe ₂ O ₃	SiO ₂	MgO	강열감량
53.7	0.25	0.09	2.23	0.66	42.4

(6) 골재

폴리머 콘크리트용 세골재는 보통의 강모래를 사용할 수 있으나 유기물을 포함하지 않아야 하며 흡수율이 0.1%이하라야 한다. 본 연구에 사용한 세골재는 일반적으로 구입하기 쉬운 강사로 물리적 성질은 표4.2.9와 같다.

표4.2.9 골재의 물리적 성질

비중	흡수율	단위용적중량(g/cm^3)	200번체 통과량(%)	조립율
2.60	0.75	1,500	0.68	2.73

(7) 폴리머 콘크리트의 배합 및 강도

이상의 재료를 이용하여 제작한 폴리머 콘크리트의 배합비는 표 4.2.10과 같으며 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 다음 표 4.2.11과 같다.

표4.2.10 폴리에스터 폴리머의 배합비(% , 무게비)

결합재	충전재	골재	비고
16	12.6	71.4	

표4.2.11 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

비중	탄성계수 (kg/cm ²)	압축강도 (kg/cm ²)	할렬인장강도 (kg/cm ²)	휨강도 (kg/cm ²)
2.1	1.4×10^5	984.5	85.9	260

2.2.3 보강용 와이어 메쉬

본 연구에서 사용한 보강용 와이어 메쉬는 H급속에서 생산한 인장강도는 5000kg/cm² 이상인 제품을 사용하였다.

2.3 무보강 폴리머 콘크리트 기초 옆판의 휨 거동

2.3.1 시험체 계획

본 연구는 폴리머 콘크리트를 이용한 기초 옆판 제작을 위한 기초적 연구로 단열재의 두께와 표면부의 두께를 변화시킴으로써 무보강 폴리머 콘크리트 옆판의 거동을 파악하고자 하였다. 기초옆판 시험체는 표면부 양면의 두께를 동일하게 하여 중앙부의 단열재와 표면부의 두께를 변화시키는 방식으로 제작하였다. 즉, 중심부의 두께는 50mm, 75mm, 100mm 세종류로 하고, 표면부의 두께는 5mm, 10mm로 하여 제작하였다. 크기는 450cm×180cm로 만들어 총 6개의 시험체를 제작하였다. 시험체의 상세는 표 4.2.12와 같으며 제작한 시험체는 그림 4.2.1과 같다.

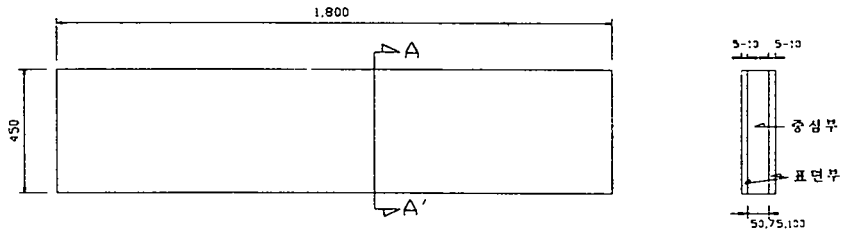


그림 4.2.1 제작한 시험체의 상세

표 4.2.12 시험체의 상세

시험체 표시	두께(mm)		시험체 크기 (mm)	총중량(kg)	비 고
	중심부	표면부			
C50-F5	50	5	450 x 1800 x 60	19.0	
C50-F10	50	10	450 x 1800 x 70	37.6	
C75-F5	75	5	450 x 1800 x 85	20.0	
C75-F10	75	10	450 x 1800 x 95	38.0	
C100-F5	100	5	450 x 1800 x 110	20.0	
C100-F10	100	10	450 x 1800 x 120	38.8	

2.3.2 시험방법 및 측정방법

본 연구는 기초연판의 휨 성능 파악을 위한 기초적 실험으로 4점 재하방식으로 재하하였다. 즉, 3등분점에 재하하는 4점 재하방식으로 완전히 파괴가 발생할 때까지 시험하였다. 다음 그림 4.2.2은 재하방식을 나타낸 것이다. 재하 단계별 시험체의 처짐을 측정하기 위하여 중앙점에 측정장치를 설치하여 재측하였다. 중앙부의 압축측과 인장측에 1개의 변형도 게이지를 설치하여 인장 및 압축 변형도를 측정하였다. 파괴형태는 실험과정 및 실험 종료 후 파괴형태를 조사하였다.

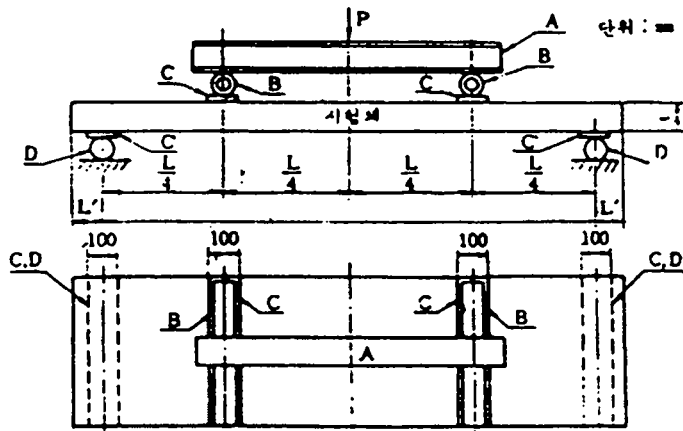


그림4.2.2 재하방식

2.3.3 시험결과

(1) 파괴하중

본 연구결과 나타난 파괴하중은 다음 표 4.2.13과 같다. 표 4.2.13에서와 같이 파괴하중은 두께가 증가함에 따라 점점 증가하는 추세로 나타났으며 중심부의 두께가 증가하여도 증가하는 추세를 보여준다. 와이어 메쉬 등에 의한 철근이 보강되어 있지 않으므로 파괴시 인장변형도와 압축변형도가 비슷하게 나타난다. 즉, 파괴까지 중립축이 중앙부

에 위치하고 있다. 또한, 중심부의 두께를 일정하게 두고 표면부의 두께를 증가시킨 경우, 파괴하중의 증가는 크지 않으며 중심부의 두께를 증가시킨 경우가 파괴하중의 증가가 크다. 이러한 현상은 상부표면부는 압축력을, 하부 표면부는 인장력을 받아 발생한 현상으로 표면부의 중심간 거리가 증가하여 발생한 현상이다. 표 4.2.13에서는 실험결과를 보강된 폴리머 콘크리트와 비교하기 위하여 파괴하중을 강도비의 제곱근으로 곱하여 강도를 보정하였다. 이 방법은 일반적인 시멘트 콘크리트에서 널리 사용하는 방법으로 폴리머 콘크리트의 경우 제시된 바가 없으므로 이를 사용한다.

표4.2.13 실험 결과

시험체명	파괴하중 (kg)	보정된 파괴하중 (kg)	최대처짐 (mm)	최대변형도($\times 10^{-6}$)		파괴형태	비고
				인장 변형도	압축 변형도		
C50-F5	550	676	49	648	635	중앙부 휨 파괴	
C50-F10	950	1,168	54	620	520	중앙부 휨 파괴	
C75-F5	700	861	36	540	520	중앙부 휨 파괴	
C75-F10	1,050	1,291	48	500	490	중앙부 휨 파괴	
C100-F5	800	984	28	465	440	중앙부 휨 파괴	
C100-F10	1,300	1,599	38	450	440	중앙부 휨 파괴	

(2) 하중-처짐 관계

그림 4.2.3은 표면부가 5mm이고 중심부의 두께가 50mm, 75mm, 100mm인 경우의 하중-처짐관계를 나타낸 것이다. 여기서 나타난 바와 같이 중심부의 두께가 커지면 하중에 대한 처짐량이 작게 나타난다. 이는 중심부의 두께에 따른 강성이 증가되어 일어난 현상이다. 이러한 형태의 하중-처짐 곡선은 중앙부의 두께에 따라 거의 동일한 형태로 나타난다. 또한 표면부의 두께가 동일할 경우, 두꺼울수록 파괴하중이 크게 나타나는 것을 알 수 있다. 이러한 결과를 분석한 결과, 표면부는 휨모멘트에 저항하고 중심부는 전단력에 저항하게 되므로 표면부의 두께와 중심부의 두께가 증가할수록 단면2차 모멘트의 값이 증가하여 강성이 증가되어 같은 하중에 대하여 처짐이 작게 발생하고 파괴

하중은 크게 나타남을 알 수 있었다. 따라서 처짐을 줄이기 위해서는 탄성계수가 높고 표면재의 두께를 증가시킨 기초 옆판을 제작할 필요가 있다. 실험 결과 중심부의 두께가 50mm인 경우 적절한 표면부의 두께는 5mm나 10mm임을 알 수 있다. 따라서 옆판의 제작을 위해서는 이를 고려할 필요가 있다.

가. 압축측 변형도

그림 2.4에서와 같이 표면부의 두께가 증가할수록 압축측 변형도는 직선형으로 증가하고 있다. 이는 압축측의 표면부가 두꺼운 경우 파괴에 이르지 않은 상태에서 중심부가 파괴하기 때문이다. 표면부의 두께가 얇은 경우 축력이 증가하여 폴리머 콘크리트의 특성상 완전 파괴가 발생하지 않은 상태에서 실험체가 파괴되는 형태를 보여주고 있다. 즉, 폴리머 콘크리트 표면부의 인장력이 증가하여 먼저 인장측 표면부가 파괴되고 이후 압축측이 파괴한다.

최대 압축변형도의 차이를 비교하면 표4.2.14와 같다. 이 표에서 최대 압축 변형도는 표면부의 두께가 같을 경우 중심부의 두께가 증가함에 따라 감소함을 알 수 있으며, 이는 표면부 중심간 거리가 증가되어 응력이 작게 발생하기 때문이다. 같은 두께에서는 표면부의 두께가 증가함에 따라 압축변형도가 작게 나타나고 있다. 이는 같은 하중에 비하여 면적이 증가되어 발생한 것이다. 최대 압축변형도는 재료실험에서 나타난 최대 변형도 0.0083-0.0132 보다 훨씬 작은 값에서 파괴하였다. 이는 압축변형도가 최대에 도달하기 전에 인장력에 의한 파괴가 먼저 발생하였기 때문이다.

표4.2.14 최대 압축변형도의 비교

표면부 두께 (mm)	시험체명	최대압축변형도 ($\times 10^{-6}$)	최대압축변형도의 비교	비고
5	C50-F5	635		
	C75-F5	520		
	C100-F5	440	1.0	
10	C50-F10	520		
	C75-F10	490		
	C100-F10	440	1.0	

나. 인장측 변형도

인장측 변형도를 그림 4.2.5에 나타내었다. 인장측 변형도도 압축측 변형도와 거의 유사하게 나타나고 있다. 즉, 직선으로 파괴에 이르는 형태를 보여준다. 이는 하부판이 인장을 받아 하중이 증가함에 따라 변형도가 선형적으로 증가하다가 파괴된 것이다. 일반 콘크리트와 비교하여 폴리머 콘크리트는 인장력에 대해 강하여 시험체 하부표면부의 폴리머 콘크리트의 인장응력에 의해 시험체가 파괴된 것으로 나타나고 있다. 최대 인장응력은 폴리머 콘크리트의 최대 인장강도와 비슷하게 나타난다. 표 4.2.15는 최대인장 변형도를 비교한 것이다. 최대 인장변형도도 표면부의 두께가 증가함에 따라 감소하는 것으로 나타나 압축 변형도와 유사하게 나타나고 있다.

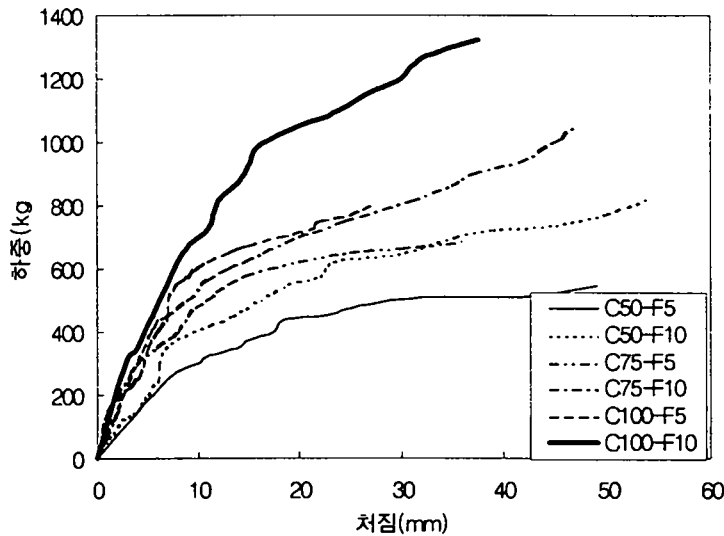


그림4.2.3 하중-처짐 관계

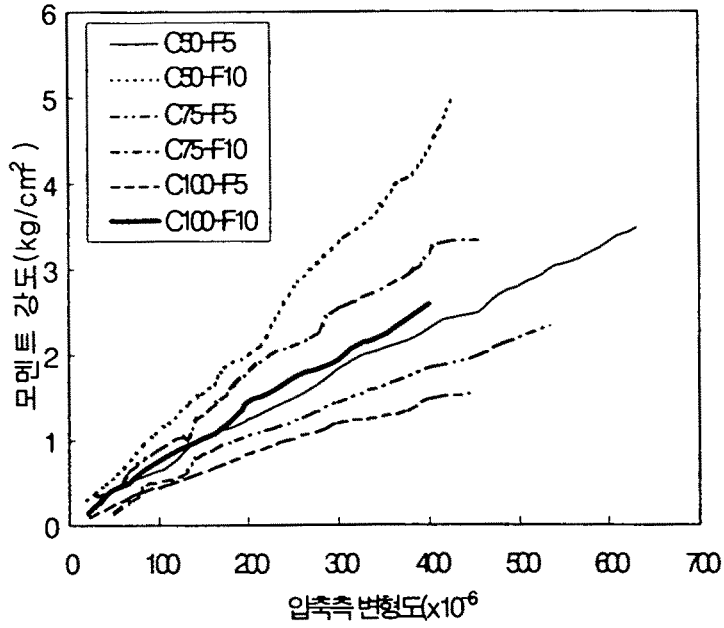


그림4.2.4 모멘트 강도-압축변형도 곡선

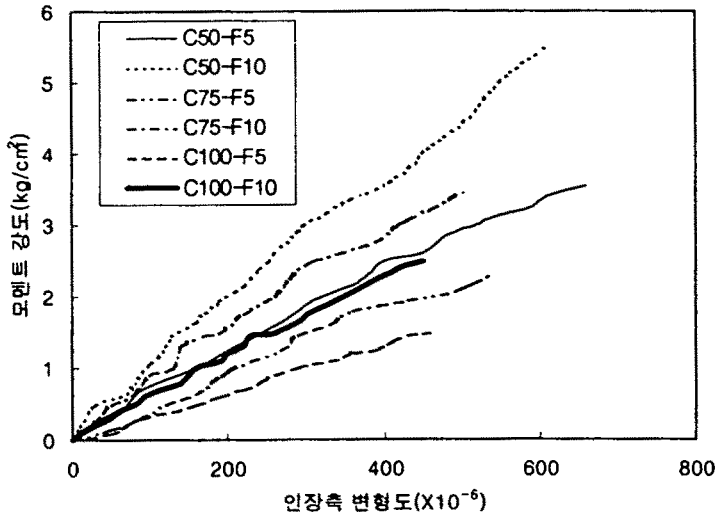


그림4.2.5 하중-인장 변형도 곡선

표4.2.15 최대 인장변형도의 비교

표면부두께 (mm)	시험체명	최대인장변형도 ($\times 10^{-6}$)	최대인장변형도의 비교	비 고
5	C50-F5	648	1.39	
	C75-F5	540	1.16	
	C100-F5	465	1.0	
10	C50-F10	620	1.38	
	C75-F10	500	1.11	
	C100-F10	450	1.0	

2.3.4 시험결과

연구결과 다음의 결론을 얻었다.

- (가) 최대 처짐 및 파괴하중은 표면부의 두께가 두꺼울수록 크게 나타났으며 표면부 두께가 같은 경우 단열재의 두께가 클수록 내하능력이 크다.
- (나) 기초 옆판의 경우 주변에서 발생할 하중의 크기가 크지 않을 것으로 예상되므로 두께를 최소화하여 개발할 수 있다.
- (다) 압축축 변형도 와 인장 축의 변형도는 서로 유사한 것으로 나타났다.
- (라) 파괴형태가 연성적 거동으로 완전히 파괴되는 경우는 발생하지 않아 연성적인 것으로 나타났다.
- (마) 표면부를 1cm로 하고 배근이 없어도 268kg·m 정도의 모멘트를 지지할 수 있는 것으로 나타나 이를 실제 중앙부에 집중하중으로 환산하면 540kg정도이므로 표면부 두께를 1cm 이상으로할 경우 무근으로 옆판을 시공할 수 있다.

2.4 보강 폴리머 콘크리트 기초 옆판의 휨 거동

2.4.1 시험체 계획

본 연구에서는 보강 폴리머 샌드위치 패널 형태의 기초옆판 외부면에는 와이어 메쉬를 배근하지 않고 내부면에는 와이어 메쉬를 배근하는 형태로 제작하였으며 피복을 확보하기 위해 내외부 표면재의 두께를 달리하였다. 이는 통상적으로 철근 콘크리트 샌드위치 패널의 경우 외피는 마감재의 형태가 되고 내피는 구조재로서의 성능을 하도록 되어 있다. 온실용 벽판이 샌드위치 패널 형태로 제작되므로 본 연구에서도 이와 같은 개념을 도입하여 외피는 배근을 하지 않고 내피는 두께를 두껍게하고 배근을 하는 방식으로 시험체를 제작하였다. 본 연구에서의 시험체 제작에 사용한 용접철망은 국내 H사의 제품이며 단열재의 두께는 건축물에서 널리 사용하고 있는 50mm로 하였다. 시험체 상세는 다음 표 4.2.16과 같으며 제작한 시험체는 그림 4.2.6와 같다.

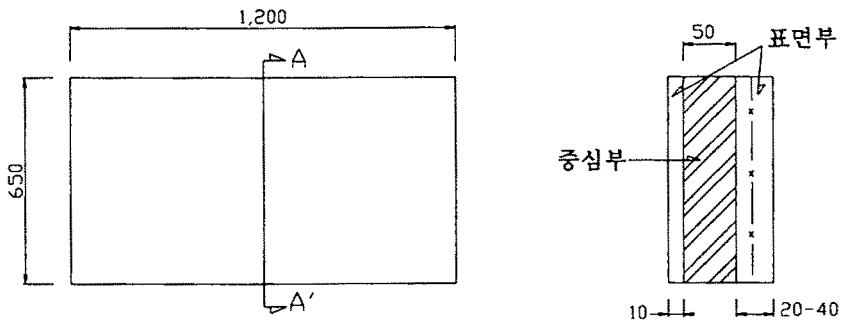


그림 4.2.6 제작한 시험체

표4.2.16 시험체 상세

시험체 표시	표면부의 두께 (mm)		용접철망 보강	크 기 (mm)	비 고
	외부	내부			
C20-W0	10	20	무보강	650 x 1200 x 80	
C20-W300	10	20	D5-300x300	650 x 1200 x 80	
C20-W150	10	20	D5-150x150	650 x 1200 x 80	
C40-W0	10	40	무보강	650 x 1200 x 100	
C40-W300	10	40	D5-300x300	650 x 1200 x 100	
C40-W150	10	40	D5-150x150	650 x 1200 x 100	

2.4.2 시험방법

양단부를 단순지지로 하여 중앙부에서 그림 4.2.7과 같이 가력하였다. 각 하중에 따른 중앙부 처짐과 외부 인장측 및 압축측 변형도 및 용접철망의 변형도를 측정하여 분석하였다. 측정방법은 다음과 같다.

(1) 하중-처짐

폴리머 콘크리트 샌드위치 패널의 처짐을 측정하기 위해 L/2 되는 위치에 LVDT를 설치하고 재하하중의 변화에 따라 측정하였다.

(2) 하중-변형도

인장, 압축측 중앙부 및 용접철망의 중앙부에 스트레인 게이지를 설치하여 하중에 따른 변형도를 측정하였다.

(3) 파괴형태

재하과정에서 발생한 샌드위치 패널의 균열 및 파괴하중과 파괴 후의 양상을 조사하였다.

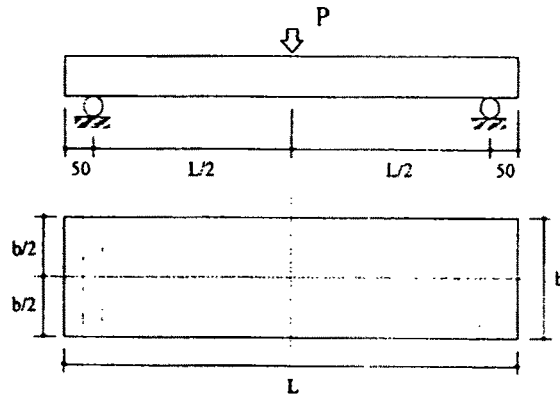


그림4.2.7 재하방법

2.4.3 실험 결과 및 분석

(1) 하중-처짐관계

그림 4.2.8에 하중-처짐관계를 나타내었다. 두께가 증가하면 하중능력이 증가하나 배근된 용접철망의 유무 및 양에 따른 변화는 없는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 폴리머 콘크리트의 인장능력이 크고 인장축의 두께가 상대적으로 작아 휨 응력에 대해 보강한 용접철망의 보강작용이 다소 부족함을 보여주고 있다.

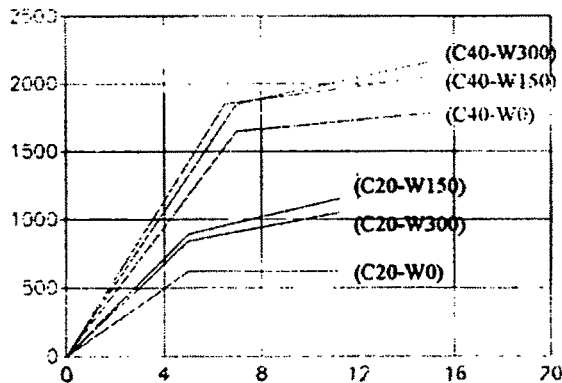


그림4.2.8 하중-처짐 곡선

(2) 하중-변형도 관계

가. 인장측 표면부의 변형도

그림 4.2.9과 4.2.10에 인장측의 표면부 변형도와 용접철망의 변형도를 나타내었다. 20mm 두께의 시험체의 인장측에서는 보강된 시험체의 변형도가 보강되지 않은 시험체에 비해 크게 나타났으며, D5-300×300으로 보강한 시험체의 변형도가 D5-150×150보다 작은 것으로 나타났다. 이는 20mm두께의 시험체에서는 용접철망이 인장변형을 상당부분 흡수하였기 때문이다. 40mm두께 시험체의 인장측 변형도는 두께 20mm인 경우와 달리 0.5t 정도에서 변형도가 거의 변하지 않았다. 0.5t에서 1.2t 까지의 하중단계에서는 보강되지 않은 시험체의 변형도는 작았지만 하중이 증가하여 파괴상태에 이를 경우 D5-150×150 보다 크게 나타났다. D5-300×300으로 보강한 시험체의 변형도가 D5-150×150으로 보강된 시험체보다 오히려 크게 나타났다. 이를 용접철망의 변형도를 분석한 결과 각 하중에 대해 변형도가 철근량과 무관함을 알 수 있다. 즉, 40mm 두께의 시험체에서는 용접철망 효과가 다소 나타나지만 대체적으로 용접철망이 거동에 미치는 영향은 작다.

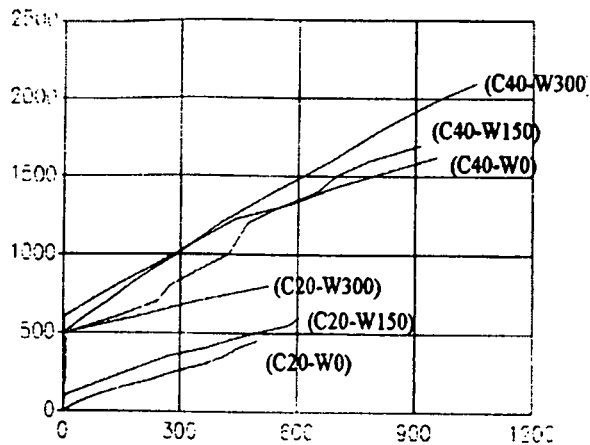


그림4.2.9 하중-폴리머 콘크리트의 인장변형도 곡선

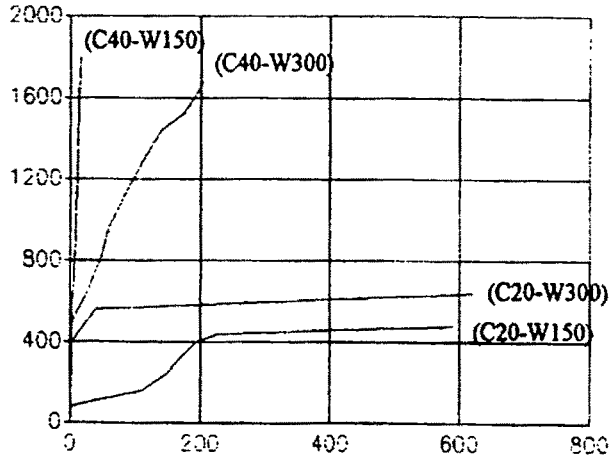


그림4.2.10 하중-용접철망의 인장 변형도 곡선

나. 압축측 표면부의 변형도

그림 4.2.11에 압축측의 표면부 변형도를 나타내었다. 20mm 두께 시험체의 압축측에서는 보강된 시험체가 보강되지 않은 시험체에 비해 변형도가 크게 나타났으며 D5-300×300으로 보강한 시험체의 변형도가 D5-150×150보다 큰 것으로 나타났다. 20mm 두께의 시험체에서는 용접철망의 보강으로 압축측의 변형도가 증가하였으나 보강량에 비례하여 증가한 것은 아니었다. 두께 40mm의 경우도 비슷한 결과를 보인다. 따라서 보강 효과에 대해서 좀 더 연구할 필요가 있다.

다. 파괴형태

전체 시험체가 휨 파괴 양상으로 보였다. 두께 40mm 시험체의 경우 중앙부 변위가 증가하면서 중앙부 파괴가 발생하였으나 연성적으로 파괴되어 구조부재로 적합한 것으로 나타났다. 시험체의 파괴형태는 표 4.2.17과 같다.

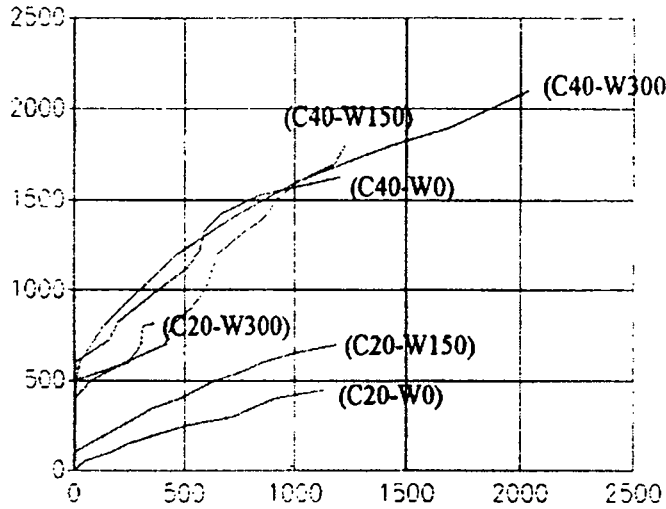


그림4.2.11 하중-폴리머 콘크리트의 압축 변형도 곡선

표4.2.17 시험체의 파괴형태

시험체 표시	표면부 의 두께 (mm)		파괴 하중 (kg)	4점재 하치환 하중 (kg)	최대 처짐 (mm)	최대변형도(10 ⁻³)			파괴형태	비고
	외 부	내 부				인장 변형도	압축 변형도	철근 변형도		
C20-W0	10	20	580	798	5.2	510	1115	-	중상부 휨파괴	
C20-W300	10	20	820	1,128	5.3	530	1200	612	중상부 휨파괴	
C20-W150	10	20	860	1,183	5.2	605	1180	587	중상부 휨파괴	
C40-W0	10	40	1,630	2,241	6.9	920	1200	-	중상부 휨파괴	
C40-W300	10	40	2,100	2,888	7.1	1020	2020	205	중상부 휨파괴	압축변형도가 크게 증가
C40-W150	10	40	1,800	2,475	7.0	905	1220	42	중상부 휨파괴	

2.4.4 실험결과

연구결과는 다음과 같다.

- (가) 처짐량은 하부구조재의 두께가 두꺼울수록 적게 발생함으로 구조재로 사용한 하부의 두께를 증가시키면 큰 하중을 지지할 수 있다.
- (나) 하부두께가 두꺼울수록, 배근이 있는 경우에 파괴하중이 증가하였다.
- (다) 압축축 변형도와 인장축의 변형도는 배근량과는 무관하였다.
- (라) 하중-용접철망의 변형도는 배근량이 클수록 증가한다.
- (마) 폴리머 콘크리트는 인장력에 강하므로 배근보다는 두께에 의해 거동이 좌우된다.
- (바) 보강된 패널의 경우 내하력은 증가하나 제조 공정이 복잡하고 전체 무게가 증가한다.

2.5 프리캐스트 기초 옆판 성능 개선을 위한 실험적 연구

2.5.1 개요

전장에서 수행한 실험적 연구는 폴리머 콘크리트로 샌드위치 형태의 옆판을 개발하기 위한 초기적 단계로 폴리머 콘크리트가 고강도이며 마모저항, 충격저항 성능 및 내약품성, 내구성 등이 우수한 재료적 특성을 이용하여 경량화할 수 있는 가능성에 대해 연구하였다. 연구결과 충분히 기초옆판으로 개발이 가능한 것으로 나타났으므로 본 연구에서는 보다 우수한 성능을 가진 옆판 개발을 목적으로 실제 크기의 기초 옆판에 대해 구조실험을 실시, 구조적 성능을 평가하였다. 전장의 실험에서 나타난 바와 같이 프리캐스트 폴리머 콘크리트 기초 옆판은 열차단 효과 및 토양의 산성화에 따른 내식성을 갖춘 부재라고 할 수 있다. 이러한 프리캐스트 기초 옆판의 성능 개선을 위하여 옆판의 주변부에 있는 단열재를 제거하여 일체성을 높인 옆판을 실험, 연구하였다.

2.5.2 폴리머 콘크리트 재료 및 시험체 계획

(1) 폴리머 콘크리트 재료

시험체 제작에 사용한 재료는 다음과 같다.

가. 골재

본 연구에서 사용한 골재는 최대 조골재 크기 13mm인 자갈을 사용하였고 세골재는 일반적으로 사용될 수 있는 모래를 사용하였다. 조골재는 쇄석을 사용하였고 세골재는 인근에서 채취한 강사를 사용하였다. 세골재와 조골재의 조립율은 각각 2.73과 5.78이었으며 골재는 사용하기 전 $100 \pm 2^\circ\text{C}$ 에서 24시간 가열한 후 냉각시켜 사용하였다.

나. 배합비 및 재료의 성질

폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비는 표 4.2.18과 같고 결합재의 조성은 표 4.2.19와 같다. 폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 불포화 폴리에스터 폴리머의 성질은 표 4.2.20과 같다.

표 4.2.18 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt.%)

결합재	충전재	골재	비고
12	11.0	77	s/a=67.4 %

표 4.2.19 결합재의 조성 (단위 : wt.%)

UP	SR	CoOc	MEKPO
80	20	0.5	40

표 4.2.20 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25℃)	점도(25℃,cps)	산가	스티렌 함량(%)
1.13	3	20	40

(2) 폴리머 콘크리트의 재료적 성질

본 연구에서 사용한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 표 4.2.21와 같다. 압축강도는 875kg/cm², 할렬인장강도는 91kg/cm², 휨 인장강도는 204.8kg/cm² 탄성계수는 285,000 kg/cm²이다. 이 표에서처럼 강도는 일반 시멘트 콘크리트 시험체에 비해 크다.

표 4.2.21 폴리머 콘크리트의 역학적 성질(kg/cm²)

압축강도	할렬인장강도	휨 인장강도	탄성계수	비고
875	91.1	204.8	285,000	

2.5.3 시험체 계획

이전의 연구 결과, 무보강 폴리머 콘크리트 시험체와 보강 폴리머 콘크리트 시험체에 대하여 실험적으로 연구하여 두 가지 패널에서 보강된 시험체가 보다 연성적으로 거동하는 것으로 나타났다. 본 연구에서는 외부판과 내부판의 두께를 조절하면서 내부판을 외부판에 비해 두껍게 하여 실험적으로 분석함으로써 보다 개선된 기초 옆판을 개발하고자 하였다. 일반적으로 무보강으로 제작하는 것이 생산성면에서 우수하므로 기초 옆판 시험체는 무보강 시험체에 대한 실험적 검정을 통해 문제점을 파악하였다. 또한, 재료의 절감을 위하여 내부판을 외부판 보다 두껍게 하는 방식으로 무보강, 보강 시험체를 제작하였다. 즉, 내외부의 두께가 다른 패널의 거동에 대해서 파악하였다. 기초옆판은 보강시험체의 경우 양면 모두 와이어 메쉬를 배근하였다. 시험체의 제작에 사용한 용접철망은 국내 H사의 제품이며 단열재의 두께는 50mm로 하였다. 시험체는 다음 표 4.2.22와 같으며 그림4.2.12에 나타내었다. 제작된 시험체의 사진은 사진4.2.1과 같다.

본 연구의 목적인 벽판의 실용화를 위해서 동일한 폴리머 콘크리트 재료를 이용하여 무보강된 폴리머 콘크리트의 벽판에 와이어 메쉬를 보강하여 N10-10R과 N15-15R을 다시 제작하여 실험을 수행하였다.

표4.2.22 기초얇판 실험체

시험체명	시험체크기 (가로x세로)	분류	패널의 두께(mm)		배근상태		비고
			외부	내부	배근	철근비	
N10-10	450x1980 mm	무보강	10	10	무		
		보강	10	10	D5-300x300		N10-10R
N10-15		무보강	10	15	무		
N15-15		무보강	15	15	무		
		보강	15	15	D5-300x300		N15-15R
N15-20		보강	15	20	D5-300x300		
N10-20		보강	10	20	D5-300x300		

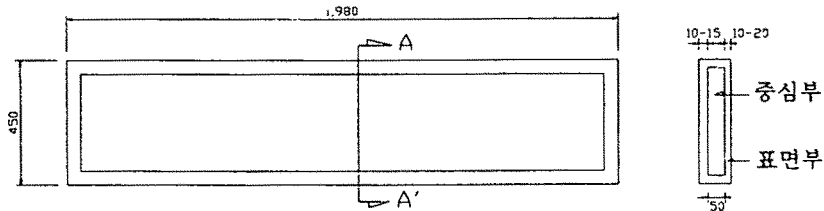


그림 4.2.12 제작한 시험체

2.5.4 시험방법

양단부를 단순지지로 하여 중앙부에서 그림 4.2.13과 같이 가력하였다. 측정은 각 하중에 따른 중앙부의 처짐과 외부 인장측과 압축측 변형도, 용접철망의 변형도를 측정하여 분석하였다. 측정방법은 다음과 같다.



사진4.2.1 제작된 시험체

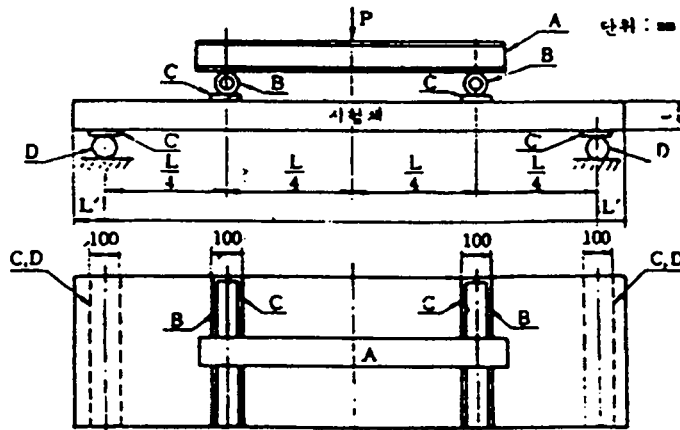


그림 4.2.13 재하방법



사진4.2.2 재하광경

(1) 하중-처짐

폴리머 콘크리트 샌드위치 패널의 처짐을 측정하기 위해 $L/2$ 되는 위치에 LVDT를 설치하여 각 재하하중 변화에 따라 측정하였다.

(2) 하중-변형도

인장, 압축측 중앙부 및 용접철망의 중앙부에 스트레인 게이지를 설치하여 하중에 따른 변형도를 측정하였다.

(3) 파괴형태

재하과정에서 발생한 샌드위치 패널의 균열 및 파괴하중을 조사하였다.

2.5.5 실험 결과 및 분석

(1) 하중-처짐관계

그림4.2.14에서 하중-처짐관계를 나타내었다. 두께가 증가하면 하중능력이 증가하였으나 배근된 철근량 및 유무에 큰 영향이 없는 것으로 나타났다. 이러한 현상은 폴리머 콘크리트의 인장능력이 크고 인장축의 두께가 상대적으로 작아 휨 응력에 대해 보강된 용접철망의 보강작용이 다소 부족하여 보다 더 많은 보강이 필요함을 보여 준다. 그러나 두께의 영향은 큰 것으로 나타나며 두께는 10mm-20mm 정도가 적합하다. 본 연구에서 추후 제작한 시험체인 N10-10R, N15-15R은 완전히 N10-10, N15-15와 동일한 처짐곡선을 나타내었다. 이는 폴리머 콘크리트의 인장강도가 높아 철근에서 어느 정도는 인장 응력을 흡수하나 완전히 철근이 능력을 발휘하지 못하여 발생한 것으로 판단된다.

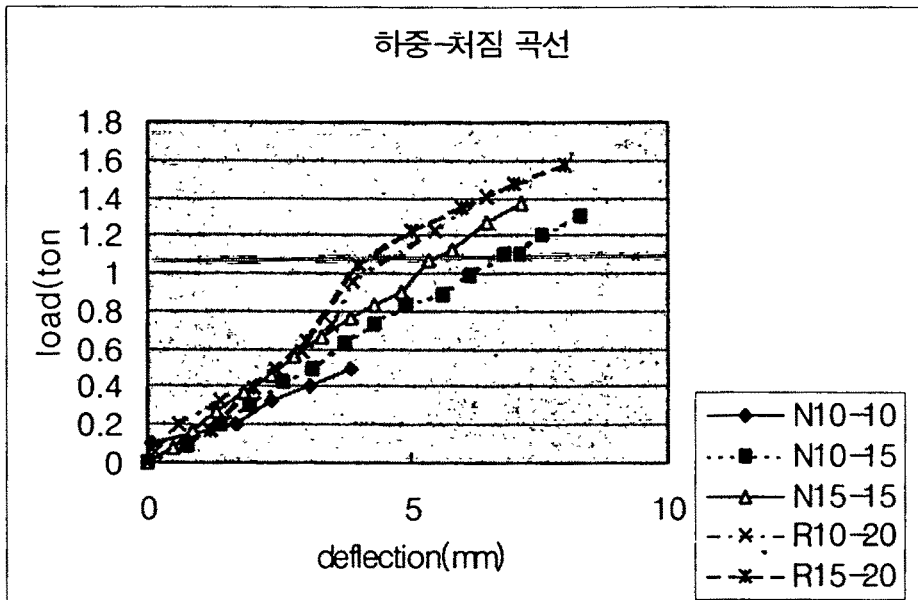


그림4.2.14 하중-처짐 곡선

(2) 하중-변형도 관계

가. 인장측 표면부의 변형도

그림 4.2.15와 4.2.16에 인장측의 폴리머 콘크리트의 변형도와 용접철망의 변형도를 나타내었다. 변형도는 보강된 시험체의 변형도가 보강되지 않은 시험체에 비해 적게 나타난다. 즉, 용접철망이 폴리머 콘크리트가 함께 작용하여 인장변형을 상당부분 흡수함으로써 동일한 하중에서 변형도가 적게 발생한다. 그림 4.2.16에서 인장철근의 경우 상부 두께가 큰 시험체에서 변형도가 작게 발생한다. 이는 동일한 하중에 대하여 중심간 간격이 더 커 응력이 적게 발생하였기 때문이다. 중량이 중요 변수가 아닌 경우 두께를 증가시킬 필요가 있다.

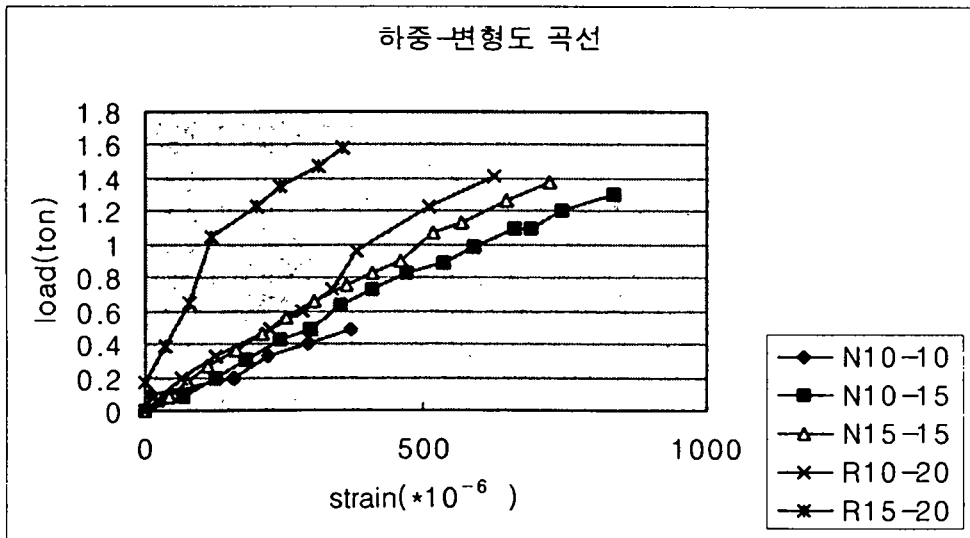


그림4.2.15 하중-폴리머 콘크리트의 인장변형도 곡선

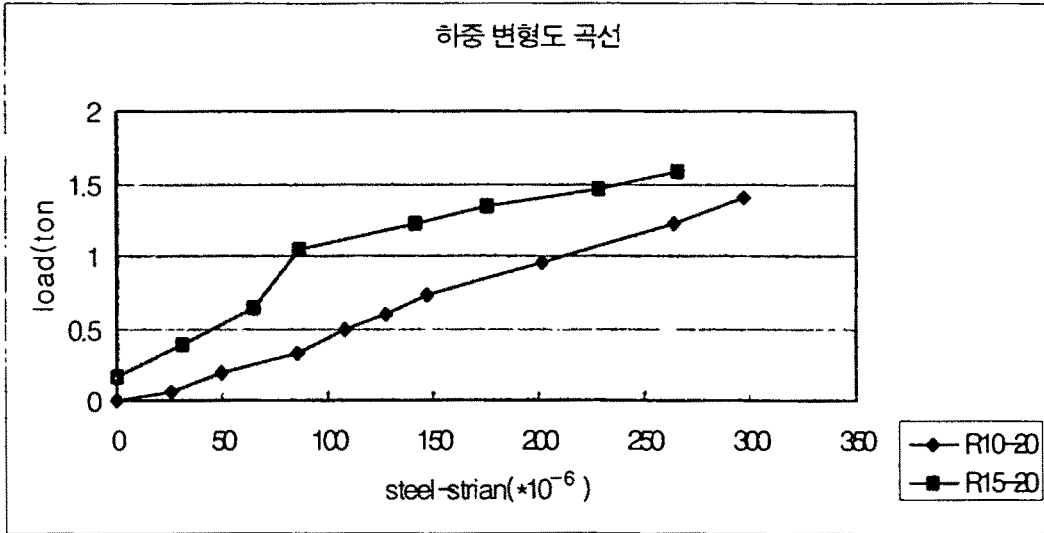


그림4.2.16 하중-용접철망의 인장 변형도 곡선

나. 압축측 표면부의 변형도

그림 4.2.17에 압축측의 표면부 변형도를 나타내었다. 압축 변형도는 전체적으로 표면부의 두께가 두꺼운 경우 작게 발생하고 있다. 이는 표면부 사이의 중심축 거리가 클 경우 응력이 같은 하중일 경우 적게 발생하기 때문이다. 용접철망이 항복하기 전에 폴리머 콘크리트가 항복점에 도달하므로 용접철망의 역할을 기대하기 어려우며 배근은 취성파괴를 방지하기 위한 것으로 간주할 필요가 있다.

취성파괴를 방지하기 위한 철근비에 대해서 좀 더 연구할 필요가 있다.

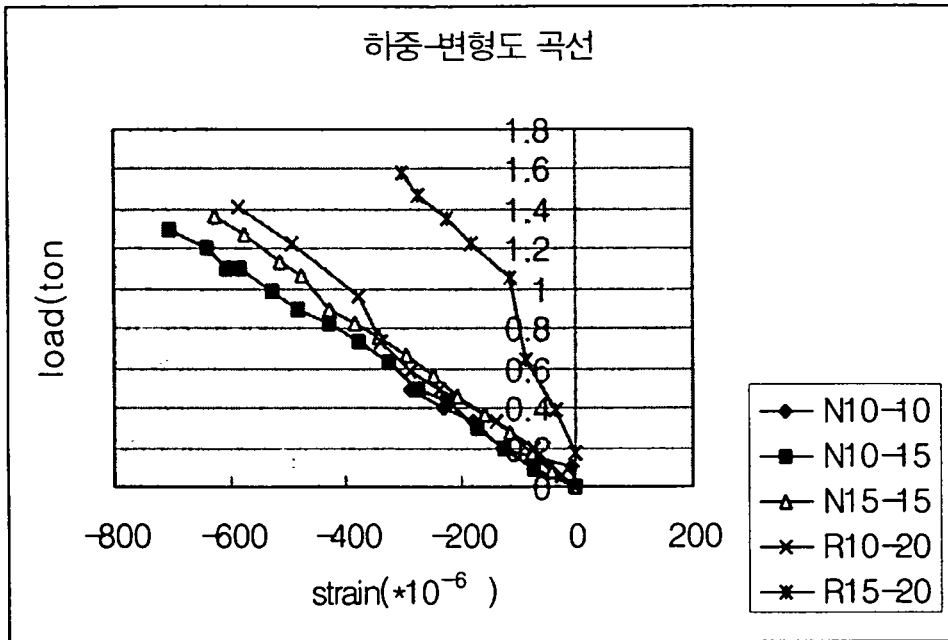


그림4.2.17 하중-폴리머 콘크리트의 압축 변형도 곡선

다. 파괴형태

전체 시험체가 휨 파괴 양상을 보인다. 두께 40mm 시험체의 경우 중앙부 변위가 증가하면서 중앙부에서 파괴가 발생하였으나 연성적으로 파괴되어 구조부재로 적합한 것으로 나타났다.

파괴변형도로 판단하면 인장측 표면재가 먼저 파괴되고 이후 차례로 파괴되는 것으로 나타났다. 즉, 인장측의 파괴가 먼저 발생하면서 상부에 압축력이 집중되어 파괴된다. 파괴 형태 및 파괴하중을 표 4.2.23에 나타내었다. 압축변형도가 인장변형도보다 작게 발생하는 것이 특징이다. 이는 두께에 관련없이 나타나는 현상이다.

표4.2.23 시험체의 파괴형태

시험체 표시	표면부 의 두께 (mm)		파괴 하중 (kg)	최대 처짐 (mm)	최대변형도(10^{-6})			파괴형태	비고
	외 부	내 부			인장 변형도	압축 변형도	철근 변형도		
N10-10	10	10	480	3.7	430	380	-	중앙부 휨파괴	
	10	10	500	4.2	390	325	240	중앙부 휨파괴	N10-10R시험체
N10-15	10	15	720	7.8	860	712	-	중앙부 휨파괴	
N15-15	15	15	860	7.8	760	646	-	중앙부 휨파괴	
	15	15	860	8.4	690	587	256	중앙부 휨파괴	N15-15R시험체
N15-20	15	20	1,340	8.6	667	627	246	중앙부 휨파괴	
N10-20	10	20	1,610	9.1	527	375	295	중앙부 휨파괴	

2.5.6 실험 결과

연구결과는 다음과 같다.

- (1) 무보강 시험체는 휨에 대해서 취성적인 거동을 하며 보강된 시험체도 무보강에 비하여 최대 하중은 증가하였으나 취성적인 거동을 하였다.
- (2) 최대하중은 대개 0.5t~1.6t 정도로 나타났다.
- (3) 취성적인 거동을 감소시키기 위해서는 상판의 상하부에 와이어메쉬를 배근해야 하며 현재 배근된 D5-300x300 철근량보다 철근을 더 보강해야 한다.
- (4) 이상에서 상하부 모두 15mm로 하고 상하부 모두에 D5-150x150정도로 배근한다.

내부 단열재는 시중에서 구하기 쉬운 30mm로 할 필요가 있다.

- (5) 상하부면을 단열재로만 연결하는 경우 하중-처짐, 하중-변형도 곡선 등에서 문제가 발생한다. 단부면에서 상하부판을 연결하는 방식이 구조적으로 안정성이 있으므로 기초 옆판은 이 방식으로 제작하는 것이 좋다.

2.6 벽판의 구조해석 및 설계

2.6.1 벽판의 구조해석

(1) 기본 가정사항

본 연구에서 벽판의 구조는 그림 4.2.18과 같다.

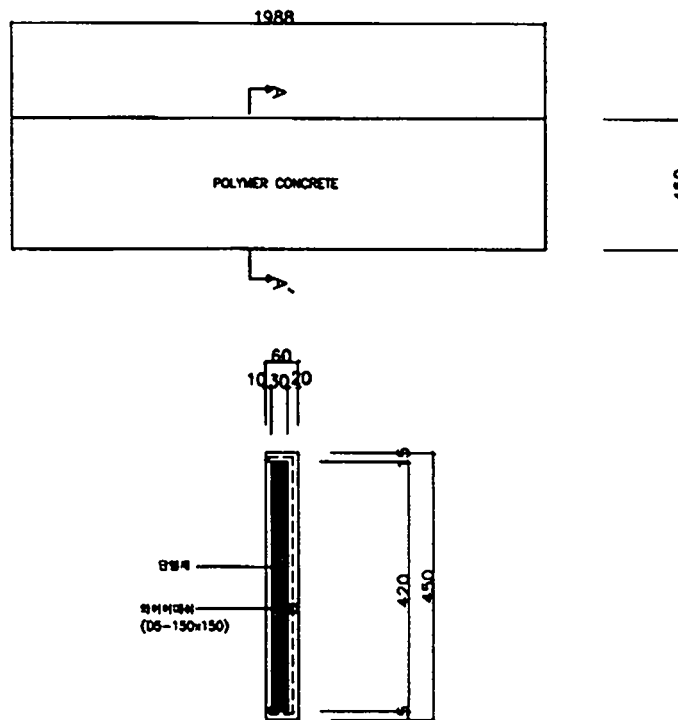


그림 4.2.18 벽판의 구조

벽판은 표면부의 폴리머 콘크리트와 중심부의 폴리스틸렌으로 되어 있어 중심부는 어느 정도 전단력에는 저항하나 압축 및 인장 응력은 받을 수 없을 정도로 약하며 표면부에서 모든 하중을 받는 구조체라고 할 수 있다. 따라서, 이러한 구조체를 해석하기 위하여 다음과 같이 가정한다.

- 가. 중심부의 탄성계수는 표면재에 비해 매우 작으므로 무시한다.
- 나. 압축, 인장력과 휨 모멘트는 외부 표면재에만 작용한다.
- 다. 전단력은 중심부 재료가 부담한다.
- 라. 변형이 발생한 후에도 원래의 평면을 유지한다.

그림 4.2.19는 휨 모멘트 M , 전단력 V 와 축하중 N 을 받는 벽판을 나타낸다. 하중에 의해 벽판에 응력과 함께 변형이 발생한다. M , V , N 의 크기는 하중에 의해 결정되며, 본 연구에서 사용하는 응력의 부호는 일반적으로 정의하는 바와 같이 다음과 같이 정의한다.

- 가. 휨 모멘트 M 은 벽판의 상부에서 압축이 발생하고 하부에 인장이 발생할 경우 +로 한다.
- 나. 전단력 V 는 벽판의 왼쪽에서 윗방향으로, 오른쪽에서 아랫방향으로 작용할 때 +로 한다.
- 다. 축하중 N 은 인장력이 발생할 때 +로 한다.

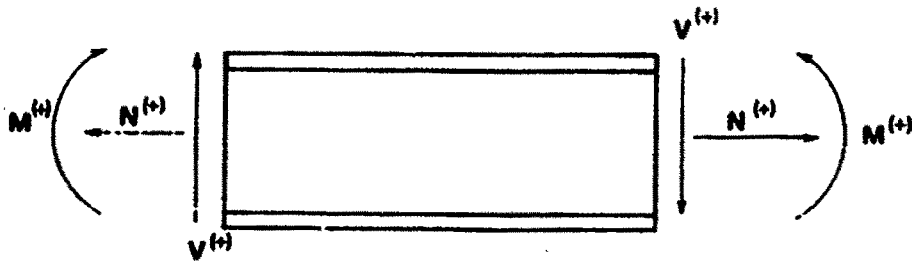


그림 4.2.19 벽판의 응력도

(2) 휨과 전단에 의한 응력과 변형도

가. 휨응력

그림 4.2.20은 표면부 두께가 동일한 벽판의 휨모멘트를 나타낸 것이다. 이 때의 벽판의 모든 부분에서는 같은 곡률을 갖는다고 가정하면 그림 2.21에서 길이가 dx 일 경우 $d\theta$ 는 사잇각, C는 원점이다. 점선 n은 중립축을 나타내며, 중립축의 길이는 벽판의 원래 길이 dx 와 같다.

$$dx = rd\theta \quad (3.1)$$

변형 후 중립축으로 부터의 거리 z 에 있는 점선 f의 전체길이 L_f 는

$$L_f = d\theta (r + z) = rd\theta + zd\theta \quad (3.2)$$

그리고 변형도 ϵ 은

$$\epsilon = \frac{L_f - dx}{dx} = \frac{L_f}{dx} - 1 \quad (3.3)$$

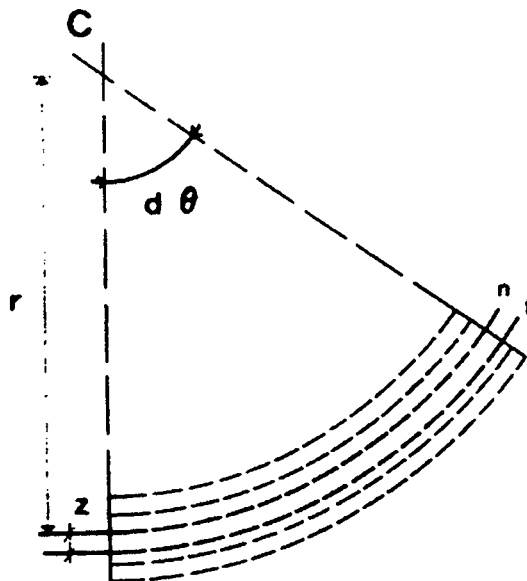


그림 4.2.20 벽판의 변형 상태

식 (3.2)에 식(3.3)를 대입하면

$$\epsilon = \frac{rd\theta}{dx} + \frac{zd\theta}{dx} - 1 \quad (3.4)$$

식 (3.1)로부터

$$\frac{d\theta}{dx} = \frac{1}{r} \quad (3.5)$$

$$\therefore \epsilon = \frac{z}{r} \quad (3.6)$$

변형도 ϵ 은 중립축으로부터 거리 z 에 대해 선형적으로 변화한다. 부재의 탄성 범위 내에서 각 부위의 응력은 식(3.6)에 탄성계수를 곱한 $\sigma = E\epsilon$ 로 구할 수 있다. 중심부의 단열재는 구조적 성능이 미약하므로 표면부가 휨 모멘트에 대해서는 모두 지지한다고 가정할 수 있다. 표면부에의 응력 분포가 직선형으로 변화하지만 표면부의 두께가 전체 단면에 비하여 얇은 편이므로 전체적으로 응력이 등분포된다고 가정할 수 있다.

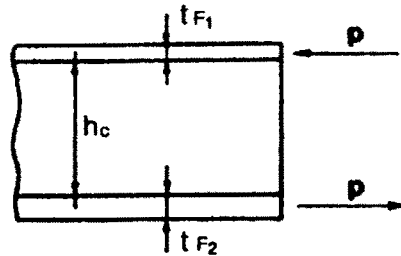


그림4.2.21 벽판의 표면부에 작용하는 힘

먼저 그림 4.2.21에서 표면부의 탄성 범위내에서 표면부에 작용하는 응력을 $\sigma_{F_1}, \sigma_{F_2}$, 면적을 A_1, A_2 라고 하면 각 표면부에 작용하는 힘은 다음과 같다.

$$P_1 = A_1 \sigma_{F_1} = b t_{F_1} \sigma_{F_1} \quad (3.7)$$

$$P_2 = A_2 \sigma_{F_2} = b t_{F_2} \sigma_{F_2}$$

표면부의 두께가 얇으므로 자체의 단면2차 모멘트 값을 무시하고 중립축을 구하면 다음과 같다. $x_1 = A_1/(A_1 + A_2)$ $x_2 = A_2/(A_1 + A_2)$

$$I = A_1 x_1^2 + A_2 x_2^2$$

$$Z_1 = I/x_1 = (A_1 x_1^2 + A_2 x_2^2)/x_1 = A_1 x_1 + A_2 x_2^2/x_1$$

$$Z_2 = I/x_2 = (A_1 x_1^2 + A_2 x_2^2)/x_2 = A_1 x_1^2/x_2 + A_2 x_2$$

$$\sigma_{F_1} = M/Z_1 = M/(A_1 x_1 + A_2 x_2^2/x_1) = M/(bt_{F_1} x_1 + bt_{F_2} x_2^2/x_1) \quad (3.8)$$

$$\sigma_{F_2} = M/Z_2 = M/(A_1 x_1^2/x_2 + A_2 x_2) = M/(bt_{F_1} x_1^2/x_2 + bt_{F_2} x_2)$$

벽판의 두께를 무극으로 처리하는 경우 인장 응력에서 먼저 파괴가 발생할 것으로 예상되므로 인장 응력도가 허용인장응력을 넘지 않거나 혹은 P1과 P2를 계산하여 이 응력이 종국 인장응력을 넘지 않도록 설계해야 한다. 이것을 표면부의 두께가 동일하거나 크게 차이가 나지 않는 경우 다음과 같은 약산식으로 설계할 수 있다.

$$h_c = \frac{t_{F1} + t_{F2}}{2} + t_c \quad (3.9)$$

$$M = Ph_c = bt_F \sigma_F h_c$$

여기서 b는 폭이다.

나. 휨에 의한 벽판의 변형

휨 모멘트에 의한 벽판의 변형을 y라고 하고 이를 구하였다. 휨재에서 변형은 곡률에 비례하므로 다음 관계식을 구할 수 있다.

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{1}{\rho} = \frac{\epsilon}{Z} \quad (3.10)$$

이 식을 다시 다음과 같이 변형 할 수 있다.

$$\frac{d^2y}{dx^2} = \frac{\sigma}{E \cdot Z} \quad (3.11)$$

식 (3.8)에 의해 계산된 응력 σ_F 는 실제로 벽판 표면부의 두께에 따라 달라지지만 벽판의 두께는 큰 차이가 없을 것으로 예상되므로 평균응력의 개념으로 정리한다. 즉, σ_F 는 중립축으로부터 표면부 중심까지의 거리 $h_c/2$ 되는 점에서의 동일한 응력이 발생한다고 가정하여 처짐 관계식을 유도하면 다음과 같다.

$$Z = \frac{h_c}{2}$$

$$\sigma_F = \frac{M}{bt_F h_c}$$

$$\frac{dy^2}{dx^2} = \frac{2M}{bEt_F h_c^2} \quad (3.12)$$

두께가 다를 경우 발생할 수 있는 모멘트는 $M = P_1 x_1 + P_2 x_2$ 가된다. 단, 여기서 P_1 , P_2 는 식(3.7)에서 구할 수 있으며 I 는 식(3.8)에서 정의하고 있다. 이상에서, 벽판의 처짐 y 는 이중 적분하여 구할 수 있다.

$$y = \int \int \frac{2M}{bEt_F h_c^2} dx dx \quad (3.13)$$

상기의 식에 의하면 일반적인 하중과 구속 조건에 있는 탄성 범위 내에서 벽판의 휨 모멘트에 의한 처짐을 구할 수 있다.

다. 휨 전단 응력

벽판의 일부분으로서 길이는 dx 이다. 단면의 오른쪽은 전단력 V 와 모멘트 M 을 받고, 왼쪽은 전단력 V 와 모멘트 $M + Vdx$ 를 받는다.

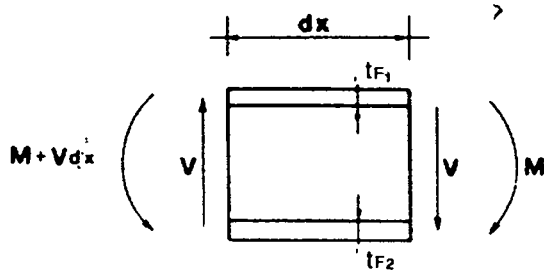


그림 4.2.22 벽판에서의 응력 분포

여기서도 평균응력의 개념을 적용하여 벽판 표면부의 응력을 σ_F 라고 하고 유도하면 다음과 같다.

$$\sigma_F = \frac{M}{bS_F S_A}$$

$$\sigma_{FL} = \frac{M + Vdx}{bS_F S_A} = \sigma_{FL} + \frac{Vdx}{bS_F S_A} \tag{3.14}$$

그림 4.2.23은 벽판구조에서 두 끝단면에 발생하는 응력의 분포를 나타낸 것이다. 이 그림에서 외부표면과 평행하게 거리 d를 유지하면서, 점선과 같이 잘라진다고 가정하면, 표면부에 작용하는 오른쪽 방향의 힘은

$$P_R = \sigma_{FR} bd \tag{3.15}$$

왼쪽방향의 힘은

$$P_L = \sigma_{FL} bd \tag{3.16}$$

여기서 b는 벽판의 폭이다. 두 힘의 차이는

$$P_R - P_L = bd(\sigma_{FR} - \sigma_{FL}) \tag{3.17}$$

그러므로 식 (3.14) 및 (3.15)로부터

$$P_R - P_L = \frac{Vdx}{bS_F S_A} bd \tag{3.18}$$

$P_R - P_L$ 을 평행하중 T라 할 수 있는데, 이로 인한 전단응력은

$$\tau = \frac{T}{bdx}$$

식 (3.19)로부터

$$\tau = \frac{V}{bS_F S_A} d \quad (3.19)$$

표면부에 대해 평행한 면에 대한 전단응력은 외부 표면으로부터의 거리 d 에 비례한다. τ 는 연단에서 0이 되고, $d = S_F$ 일 때 최대가 된다.

$$\tau_A = \frac{V}{bS_A} \quad (3.20)$$

그림 4.2.23에서 벽판의 수직단면에 대한 전단응력은 $d=0$ 일 때 0이고, d 가 S_F 까지 점점 커질수록 커지다가 $d = S_F$ 일 때 최대가 되며, $d > S_F$ 인 부분에서는 일정하게 된다.

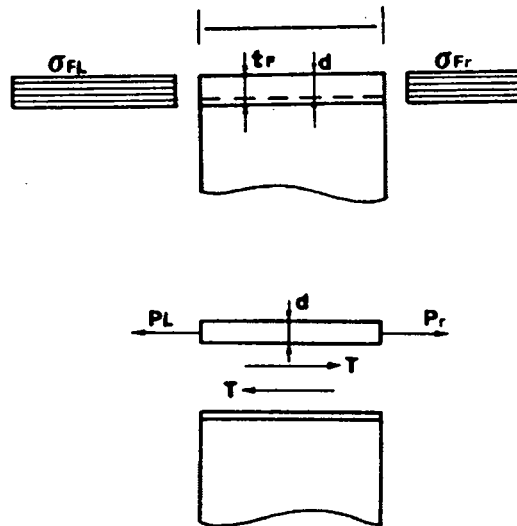


그림4.2.23 벽판의 전단응력 분포

2.6.2 벽판의 구조설계

벽판의 단열재 두께가 40mm이고 표면부의 두께가 15mm, 스패를 2.0m로 가정하고 가해지는 하중이 수레에 의해 발생할 수 있으므로 이를 100kg 정도로 가정하여 설계한다. 폴리머 콘크리트의 강도를 1000kg/cm²로 가정한다.

$$M=100 \times 2.0 / 4 = 50 \text{ kg} \cdot \text{m}$$

$$\text{중심간 거리 } hc = 55 \text{ mm}$$

$$T = 50 \times 100 / 5.5 = 909 \text{ kg}$$

$$\sigma_t = T/bt = \frac{909}{45 \times 1.5} = 13.46 \text{ kg/cm}^2$$

이 경우 할렬인장강도는 본 연구에서 제안한 $0.13f'c$ 를 적용하면 약 130 kg/cm^2 에 해당하므로 이 정도의 하중에는 파괴가 발생하지 않는다.

따라서 100 kg 정도의 하중에는 충분히 견딜수 있으며 500 kg 정도의 충격력에도 충분히 견딜 수 있다.

2.7 단열 효과에 대한 검토

2.7.1 기초이론

(1) 전도

물질을 이루고 있는 분자 상호간의 운동에너지 전달을 전도라 정의 할 수 있다. 어떤 물질의 온도가 높다는 것은 그 물질을 이루고 있는 분자의 활동이 활발하다는 것을 뜻하는 것으로 이때는 빠른 열의 흐름이 있게 된다. 전도 열전달은 불투명한 고체를 통한 열의 전달이나 층류상태의 액체 흐름방향에 대해 수직방향 열의 흐름을 의미한다. 비록 투명한 고체나 난류상태인 유체에서도 전도는 이루어지나 타 방식에 의한 열전달량보다 낮다. 전도에 의한 열의 흐름식은 다음과 같이 표시된다.

$$q = k_c A \frac{TD}{t} \quad (3.21)$$

여기서, q : 전도 열전달율 (W)

k_c : 전도 열전달 계수 또는 열전도율 ($W/m^2 \cdot K$)

A : 단면적 (m^2)

TD : 온도차 ($^{\circ}K$)

t : 두께(m)

각종 물질의 열전도율은 밀도, 입자의 크기간의 결합정도, 수분함량, 온도 등에 의해 다르므로 시험에 의하여 결정된다. 온도에 따라 약간의 차이는 있으나 그 차는 작으며, 대표적인 재료의 열전도율은 표 4.2.24와 같다.

표 4.2.24 대표적인 유체 및 재료의 열전도율

재 료	열전도율 (W/m' h · K)
◦ 표면 공기막	
외부	20-30
내부	7-8
◦ 폴리스티렌폼 (polystyrene foam)	0.03
◦ 유리섬유 (glass fiber)	0.04
◦ 미송 (pine tree)	0.12
◦ 콘크리트 (cement concrete)	1.50
◦ 모 르 터 (cement mortar)	1.20
◦ 강 철 (steel)	45.29
◦ 알루미늄 (aluminum)	221.53

(2) 대류

액체 또는 기체의 이동에 의한 열전달을 대류라고 하는데, 이는 유체의 질량이 이동함으로써 발생하는 현상이다. 대류는 자연대류와 강제대류로 분류된다. 자연 대류는 유체의 밀도와 중력의 작용에 의하여 발생하는 유체의 움직임이고, 강제대류는 환풍기나 펌프에 의한 유체의 강제적 움직임을 말한다.

공기가 열전달 유체로 작용할 때 공기에 대한 열전달 계수는 다음과 같은 식으로 표시된다.

$$q_c = hA(t_s - t_\infty) \tag{3.22}$$

여기서 , q_c : 대류 열전달율 (Btu /h)

h : 열전달계수 (Btu /hr-ft² °F)

A : 표면적 (ft²)

t_s : 표면온도 (°F)

t_∞ : 자유흐름 유체온도 (°F)

한편, 환풍시설에 의해 공기를 유동시킬 때처럼 측정 가능한 양의 유체가 다른 곳으로 움직일 때의 열 전달식은 다음과 같다.

$$q = WSTD \quad (3.23)$$

여기서, q : 대류 열전달율(W)

W : 유체의 흐름율 (kg/s)

S : 유체의 비열

TD : 유입되는 유체와 유출되는 유체의 온도차 (°K)

그러나 대류 열전달은 한 유체로부터 열이 어떤 벽체를 통과하여 다른 유체로의 열 전달이 일어나는 경우가 일반적이다. 이 경우 열 흐름 과정은 더욱 복잡해진다. 만일 어떤 벽체의 표면온도가 주변의 공기온도 보다 높다고 하면 열은 우선 공기로부터 공기와 벽체상의 얇은 층류층을 전도 열전달 형태로 흐른 다음, 벽을 통한 전도 열 전달에 이어 벽체 뒤 표면에 접해 있는 공기를 통하여 전도 열전달을 거쳐 공기내에서 대류 열전달을 일으킨다.

열교환에 있어서 가장 중요한 인자는 층류상태의 공기층을 통한 대류 열전달이며, 어떤 표면으로부터 대류 열전달 공식은 다음과 같다.

$$q = h_c A (t_s - t_f) \quad (3.24)$$

여기서, q : 대류 열전달율 (W)

h_c : 열전달계수 (W/m² °C)

A : 표면적 (m²)

t_f : 유체막 온도 (°C)

t_s : 표면온도 (°C)

대류 열전달 계수 (h_c)는 유체에 따라 달라지며 물체의 형태나 표면상태 그리고 흐름율과 온도차를 포함한 기타 여러 가지 인자들에 따라 달라지므로 실험적으로 결정된 값을 사용한다.

(3) 복사

전자파에 의한 공간상에서의 에너지 전달을 복사라 한다. 태양에너지가 지구로 전달되는 것이나 불꽃이 손바닥에 열기를 가하는 것이 복사의 대표적 예라 할 수 있다. 복사 에너지의 발산은 물체의 표면에서 일어난다. 두 물체중 온도가 낮은 쪽의 물체가 온도가 높은 쪽의 복사열을 흡수하게 되는데, 이 현상은 두 물체의 온도가 같아질 때까지 계속된다. 그러나 엄밀히 말하면 이때 두 물체는 서로 복사열을 발산함과 동시에 흡수한다. 따라서 열의 교환율은 두 물체간의 온도차 뿐 만 아니라 물체 표면의 성질이나 상태에 따라 변화한다.

복사열이 어떤 표면에 닿으면 복사열은 표면반사, 내부흡수, 투과현상 등을 일으킨다. 검정색의 표면은 태양의 복사열을 거의 다 흡수하고, 광택이 나는 알루미늄 표면은 복사열의 대부분을 반사한다. 따라서 본 연구에서와 같이 벽판 패널의 표면이 태양에 노출된다면 노출되는 부분을 밝은 색으로 하는 것이 유리할 것이다.

2.7.2 복합 열전달

이상에서 벽판 패널과 같은 부재의 단일성을 규명하는 데 복합적인 총열전달에 대한 이론이 요구된다. 벽체는 여러 가지 물질로 구성되고 각 물질로 구성되고 각 물질은 상이한 열 저항치를 갖는다. 이는 벽체 표면에 형성되는 얇은 공기층의 영향이 크며, 벽체내부의 다공성 물질에 포함된 공기도 상당한 열전달의 저항치를 갖는다.

벽체를 구성하는 재료의 두께와 열전달 저항계수 및 표면적의 크기를 알면 두 표면간의 단위온도 차이에 대한 열전달량을 계산 할 수 있다. 열전달량의 계산에는 다음과 같은 용어들이 사용된다.

R : 단일재료를 통한 열전달 저항치 ($m^2h \text{ } ^\circ K/W$)

R_t : 복합물질을 통한 열전달 저항치 ($m^2h \text{ } ^\circ K/W$)

U : 복합 구조물의 열전달 계수 ($1/R_t$) ($W/m^2h \text{ } ^\circ K$)

k : 어떤 물질의 단위 두께당 열전도 계수 ($W/m^2h \text{ } ^\circ K$)

c : 주어진 두께의 어떤 단일재료의 열전도 계수 ($W/m^2h \text{ } ^\circ K$)

f : 표면공기층의 열전도 계수

a : 공기층의 열전도 계수

벽체나 천장을 통한 열손실량을 계산하기 위해서는 우선 그 부위를 이루고 있는 재료의 R치에 대한 합을 구해야 한다. 동시에 표면이나 내부의 공기층에 대한 R치도 포함되어야 하며, 열전도계수는 $U = 1/R_t$ 로서 계산된다. 이 때 주의해야 할 것으로서 저항치는 대수적으로 더할 수 있지만 열전도계수는 더할 수 없다는 점이다. 즉 $R_t = \sum R$ 이 성립되지만 $U_t \neq \sum U$ 이다.

더할 수 없다는 점이다. 즉 $R_t = \sum R$ 이 성립되지만 $U_t \neq \sum U$ 이다.

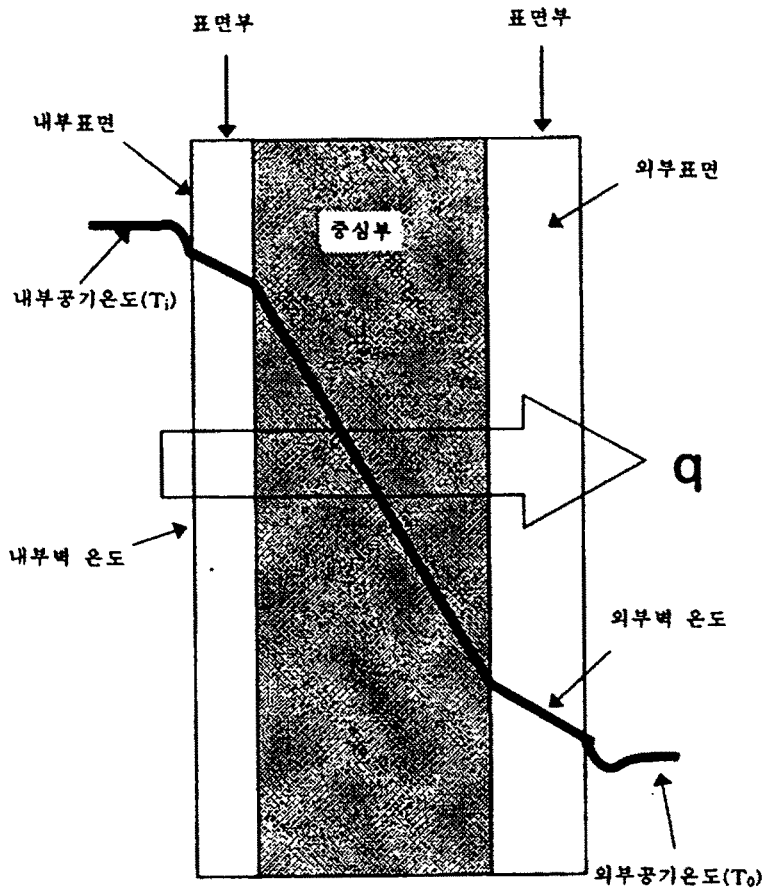


그림 4.2.24 벽판을 통한 온도 변화

여러 가지 재료의 Rcl는 그 재료의 밀도와 수분함량에 따라 달라진다. 건축용 단열재에 자주 쓰이는 R값들은 이미 알려져 있으며, 그 대표적인 것 들을 보면 다음의 표 4.2.25와 같다.

그림 4.2.24와 같이 한 벽을 사이에 두고 양측에 공기 I와 공기 o가 있고 양쪽의 기온 차이로 벽을 통한 열전달이 이루어지고 있을 때, 양측 공기의 온도를 각각 T_i , T_o 라 한다면 단위시간, 단위 면적당의 열흐름량 q 는 다음과 같이 표기된다.

표 4.2.25 대표적인 재료의 열흐름 저항치(R)

재료	두께(cm)	공칭두께 당 저항치 ($m^2h \text{ } ^\circ K/W$)	두께 1m당 저항치 ($m^2h \text{ } ^\circ K/W$)
○ 공기층	1.9	0.17	
- 거친 표면의 벽			
- 한쪽 알루미늄 포일			
2층벽	1.9	0.17	
천정	1.9	0.48	
- 두쪽 알루미늄 포일			
3층벽	1.9	1.20	
천장	1.9	0.76	
○ 유리 또는 석면	7.5-9	1.94	
○ 대팻밥	2.5		15.39
○ 발포 폴리스틸렌			
- 구설형	2.5		24.74
- 압출형	2.5		34.65
○ 폴리우레탄			
- 압출형	2.5		43.82
○ 셀룰로오즈 섬유	2.5		45.62
○ 유리섬유	2.5	0.82	
○ 단열보드	1.3	0.31	
○ 표면			
- 실내	-	0.11	
- 실외	-	0.03	
○ 미송	1.9	0.17	
○ 합판	0.6	0.05	
○ 합판	1.9	0.16	
○ 석고보드	1.3	0.08	

$$q=B(T_i-T_o) \quad (2.25)$$

여기서, B는 열관류율이라고 하는데, 벽의 열전도율을 k, 벽의 두께를 ℓ, 벽에 접한 공기 경계 면에서의 열전달율을 각각 α_i, α_o라고 하면, B는 다음과 같이 표시된다.

$$B = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_i} + \frac{\ell}{k} + \frac{1}{\alpha_o}} \quad (2.26)$$

이는 어떤 복합구조물의 시간당 열전도 계수로서 U/hr 와 같다 할 수 있다. 또한 이 열관류율의 역수를 취하면 그 물질의 시간당 열저항계수가 얻어진다. 그리고 주어진 부재 전체의 두께(m)를 이 열관류율에 곱하면 주어진 복합부재의 열전도율을 구할 수 있다.

나. 계산 결과

이 표에서 열전도율의 이론치는 각 층별 두께와 이에 따른 열전도율은 표 4.2.24에 제시된 열관류율을 식 (2.27)에 대입하여 구한 것이다. 여기서 폴리머 콘크리트에 대한 열전도율은 일반 콘크리트의 값을 사용하였다. 열전도율 계산에 사용된 값들은 다음의 표 4.2.26과 같다.

$$B = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_o} + 2\left(\frac{d_1}{\lambda_1} + \frac{d_2}{\lambda_2}\right) + \frac{d_3}{\lambda_3} + \frac{1}{\alpha_i}} \quad (2.27)$$

표 4.2.26 패널 열전도율 계산에 사용된 각 부재의 열전도율

층 별	열전도율(Kcal/m ² h℃)	비고
· 실외표면공기	25	
· 폴리머 콘크리트	1.2	
· 발포폴리스티렌	0.03	
· 실내표면공기	7	

표4.2.27 열전도율 계산치

재료별 두께		열전도율(W/m ² h °K) 이론치	열관류율(Kcal/m ² h°C) 이론치
표면부	중심부		
5	50	0.0377	0.510
10	50	0.0363	0.381
15	40	0.0524	0.550
20	40	0.0595	0.590
20cm 두께콘크리트		2.86	-

위의 식에서 α_0 = 벽체외부 표면공기의 열전달율, α_i = 벽체내부 표면공기의 열 전달율, λ_1 = 폴리머 콘크리트 표면재의 열전달율, λ_2 = 직조 유리섬유의 열전달율, λ_3 = 발포폴리스틸렌의 열전달율, d_1 = 폴리머 콘크리트 표면재의 두께(m), d_2 = 직조 유리섬유의 두께(m), d_3 = 발포 폴리스틸렌의 두께(m)를 나타낸다.

특히, 동일한 중심부 두께일 경우 표면재의 두께가 두꺼우면 열전도율이 더 높아지는 것으로 나타났는데, 이는 비교적 열전도가 잘되는 폴리머 콘크리트 층의 증가 때문인 것으로 보여진다.

그러나 기존 온실에서 사용하는 콘크리트에 비해 훨씬 단열 성능이 우수하다.

제3절 프리캐스트 기초판

3.1 개요

기초에 관한 기존 계산서 및 도면의 검토 결과 지내력을 $5t/m^2$ 로 하여 $70 \times 70 \times 30cm$ (가로 \times 세로 \times 층)로 되어 있다. 이 경우 실제로 기초가 부담하는 축력은 $2.5t$ 이하로 이하중을 부담하기 위해서는 기초 저면적은 합당한 것으로 나타났다. 기초를 프리캐스트화 하기 위해서는 면적은 $70 \times 70cm$ 로 하고 두께를 최소화 시켜 경량화를 도모해야 한다. 본 연구에서는 철근콘크리트 기초의 경우 현재와 같은 두께로는 현장타설 콘크리트의 강도를 $fc' = 180kg/cm^2$ 로 할 경우 지내력을 매우 강한것으로 가정하여 검토할 경우 $25cm$ 정도로 가능한 것으로 나타났다. 이 경우에도 중량이 $283kg$ 으로 설치 및 취급하기가 어려운 것으로 나타났다. 따라서, 본 연구에서는 기초판의 기본 형태를 연구하기 위하여 철근 콘크리트 및 폴리머 콘크리트에 대하여 기초적인 실험을 실시하였다. 실험 변수는 폴리머 콘크리트의 기초 크기를 $70 \times 70cm$, 두께를 변수로 하고 철근은 4-D13을 배근하여 실험하였다. 가력방법은 기초판의 중앙부에서 집중하중으로 $20 \times 20cm$ 크기의 가력판에 가력하였다. 실험 결과 폴리머 콘크리트의 경우 $10cm$ 이상의 두께 이면 기초로 프리캐스트화 할 수 있어 경량화가 가능하나 상부 페디estal 등과 접합을 고려하여 실험적으로 연구할 필요가 있다. 두께를 $10cm$ 로 할 경우 전체 무게는 약 $130kg$ 정도이고 두께를 $15cm$ 로 할 경우 $190kg$ 정도로 예상된다.

3.2 기존 계산서의 하중분석 및 기초 형태 분석

이는 우리 나라에 기 보급된 온실의 계산서를 검토하여 널리 사용되고 있는 기초의 크기 및 두께를 찾기 위한 방법이다. 이는 형식별로 스펠 및 지역에 따라 차이는 있으나 대략적으로 분류하여 실제 기초를 프리캐스트화 하는데 설계 크기를 산출하기 위한 것이다. 구조계산서의 검토 결과 대부분의 경우 기초에 전달되는 하중은 $2.5t$ 이하로 밝혀졌으며 이를 일반적인 지내력 $5t/m^2$ 로 가정할 경우 기초의 크기는 철근콘크리트의 경우 $70cm \times 70cm \times 30cm$ (층)로 프리캐스트화 하면 된다. 이는 우리나라 온실의 기초형식 산정을 위한 하중을 정리 조합하기 위하여 기존 구조계산서를 분석하여 나온 결과이다. 대체적으로 수직하중에 대해서는 거의 동일하므로 수평력에 대한 효과를 분석하면 단동인 경우를 제외하고는 횡력은 $1t$ 이하로 나타나 동결선 이하로 기초를 위치하게 할 경우 기초 설계에는 큰 문제가 되지 않는다.

3.3 기초의 프리캐스화를 위한 실험적 연구

3.3.1 시험체의 계획

본 연구는 폴리머 콘크리트 기초판의 크기 및 하중능력을 파악하기 위한 기초적 실험으로 실제로 기초판을 형성하여 중앙부에 집중하중으로 기초판이 부담하는 기둥의 축력을 가하는 방식으로 실험을 실시하였다. 즉, 시험체를 소켓 형태로 제작하여 페데스탈과 기초를 분리하여 제작한 후 지점의 위치를 달리하면서 시험하였으며 실험체는 표 4.3.1과 같다.

본 연구에서는 재료를 절감하고 하중을 감소시키기 위하여 가운데 단열재를 넣는 방식으로 제작하였으며 사방에서 상부 판과 하부 판이 연결되도록 하였다. 배근은 하부판에만 하였고 일반적으로 사용하는 SS41 철근을 사용하였다. 시험방식은 양단부를 지점으로 한 휨 시험과 사방을 지점으로 한 뚫림전단 시험을 실시하여 안정성을 검토하였다. 본 연구에서 시험체 상세는 다음 표4.3.1과 같으며 제작한 시험체는 그림4.3.1과 같다. 배근방식 변경 시험체는 가력시 옆면에서 발생하는 균열현상을 최소화하기 위하여 배근방식을 변경하여 실시한 시험체이다.

표4.3.1 기초판 연구의 실험체

시험체명	시험체 (mm)		재료	배근상태		실험목적	비 고
	크기	두께		배근	철근비		
RPF-100B	1100	100	폴리머	D13@200 (양방향)	0.0091	휨시험	RPF-100BR은 배근방식 변경시험체
RPF-100BR							
RPF-100PS	1100	100	폴리머	D13@200 (양방향)	0.0091	뚫림전단시험	RPF-100PSR은 배근방식 변경시험체
RPF-100PSR							
RPF-80B	1100	80	폴리머	D13@200 (양방향)	0.0127	휨시험	RPF-80BR은 배근방식 변경시험체
RPF-80BR							
RPF-80PS	1100	80	폴리머	D13@200 (양방향)	0.0127	뚫림전단시험	RPF-80PSR은 배근방식 변경시험체
RPF-80PSR							

3.3.2 실험체에 제작에 사용한 재료

(1) 골재 및 재료

본 연구에서 사용한 골재는 최대크기 10mm인 깬자갈을 사용하였고 세골재는 일반적으로 사용될 수 있는 모래를 사용하였다. 골재는 사용하기 전 $100 \pm 2^\circ\text{C}$ 에서 24시간 가열한 후 냉각시켜 사용하였다. 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비는 표4.3.2와 같고 결합재의 조성은 표4.3.3과 같다. 폴리머 콘크리트의 제조에 사용한 불포화 폴리에스터 폴리머의 성질은 표 4.3.4와 같다.

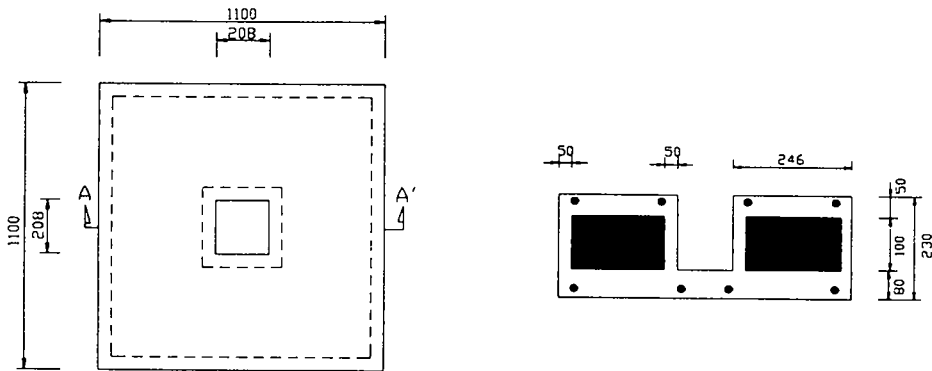


그림 4.3.1 제작한 시험체

표 4.3.2 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt%)

결합재	충전재	골재		Silane
		조골재	세골재	
12	11.0	27.4	50.8	0.24

표 4.3.3 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25℃)	점도(25℃,cps)	산가	스티렌 함량(%)
1.03	3.0	20	40

보강용 철근은 D13 이형철근을 사용하였고 철근은 실험 결과 4120kg/cm²으로 나타났다.

(2) 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

본 연구에서 사용한 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 다음 표4.3.4에서와 같이 압축강도 145kg/cm², 할렬인장강도 108kg/cm², 휨 인장강도 266kg/cm², 탄성계수는 359,000 kg/cm²로 나타났다. 이 표에서도 나타난 바와 같이 본 연구에서 사용한 폴리머 콘크리트의 강도는 시멘트 콘크리트의 강도와 비교하여 매우 높으며 파괴시 변형도는 0.006으로 콘크리트의 0.003에 비하여 매우 크게 나타났다. 이러한 관계를 그림4.3.2에 나타내었다.

표 4.3.4 폴리머 콘크리트의 역학적 성질(kg/cm²)

압축강도	할렬인장강도	휨 인장강도	탄성계수	비고
1450	108	266	359,000	

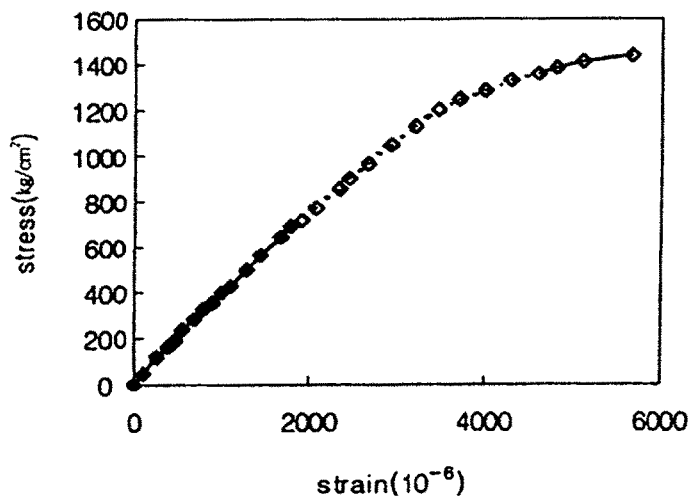


그림4.3.2 폴리머콘크리트의 하중-변형도 곡선

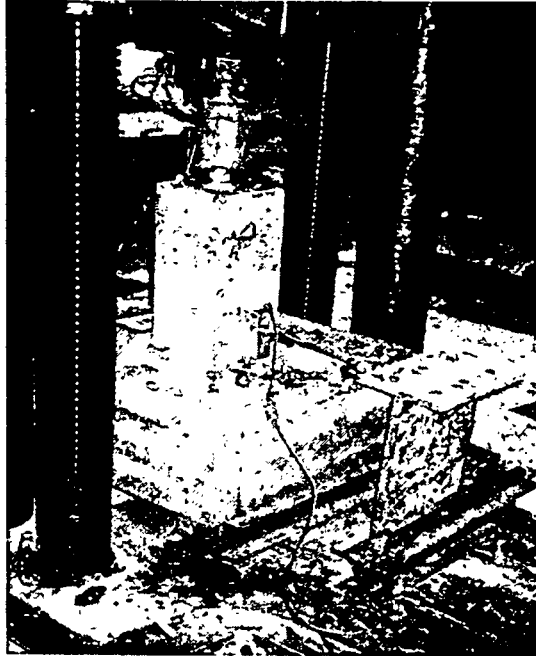


사진 4.3.1. 재하 방법

3.3.2 실험방법

본 연구에서는 지점을 양단부에만 있는 경우와 사방에 있는 경우로 하여 휨 시험과 뚫림전단 시험을 실시하여 기둥의 축력에 의한 휨이나 뚫림전단에 대한 거동을 실험적으로 연구하였다. 재하는 사진4.3.1과 같이 재하하였다.

3.3.3 실험결과

(1) 시험결과 분석

실험의 결과 휨시험 뚫림전단 시험 모두에서 양호한 것으로 나타났다. 본 시험을 통하여 변형에서는 기초로서 문제는 없으나 파괴 거동에 있어 하부판의 두께 80-100mm 두께와 상부 단열재를 감싸는 부분에서 파괴가 발생하였다. 이처럼 이 부분에서 구조적인 문제가 발생할 수 있으므로 철근을 ㄷ형태로 가공하여 배근함으로써 밀판과의 접합 부분의 파괴를 최소화 할 필요가 있다. 그러므로 이러한 방식으로 배근된 시험체를 실

험할 필요가 있다. 본 연구에서 나타난 실험 결과를 표시하면 다음 그림4.3.3과 같다. 하중-처짐 곡선에서도 하중이 증가함에 따라 선형적으로 처짐이 증가하는 현상이 보여지며 실제적으로 기초로서 역할을 할 경우 하중이 전면적에 부가될 것이므로 실험체보다 안정적인 조건하에서 하중을 받게 된다. 또한, 파괴하중이 25t으로 실제 기초가 받는 하중 2.5t에 비하면 10배 정도의 차이를 보이므로 기초 부재로서 사용하는 데는 문제가 없다. 폴리머 콘크리트의 압축 변형도는 변형도가 0.006이상에서 최대하중을 받고 최대변형도까지 선형으로 거동하여 파괴되는 현상으로 나타났다. 철근의 변형도에서 철근은 최대하중 25t 주위에서 항복하여 소성영역에 이르게 됨을 보여주고 있다. 따라서, 폴리머 콘크리트의 거동이 선형적으로 발생하여 최대변형도까지 도달하고 있으며 이때 철근도 항복 변형도에 도달하고 처짐도 최대에 도달하여 구조적으로 안정된 거동을 보이므로 기초로 사용되는데는 구조적 문제는 없다.

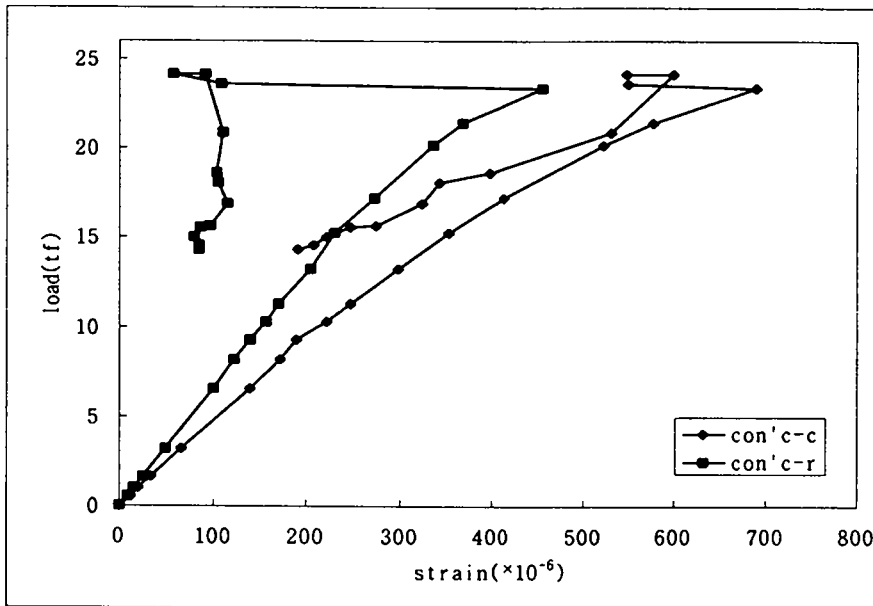
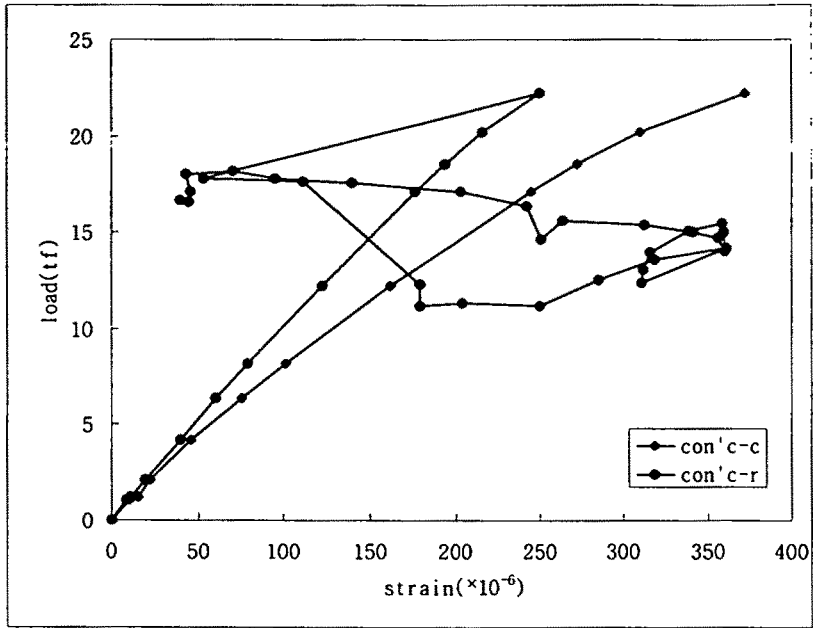
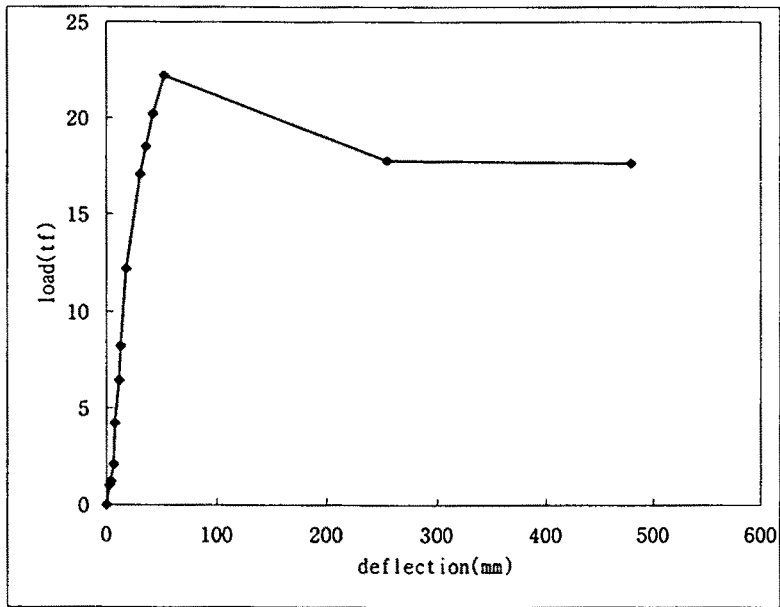


그림 4.3.3 기초판의 실험결과 : 콘크리트의 하중- 변형도곡선(RPF-100BT+R)



a) 콘크리트의 하중-변형도곡선

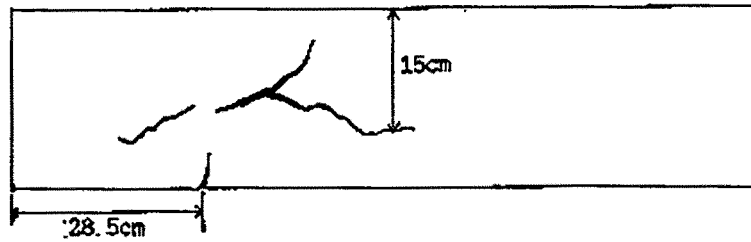
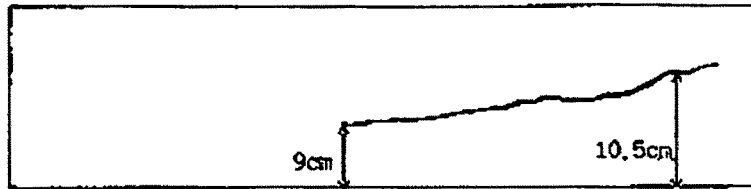


(b) 하중-처짐 곡선

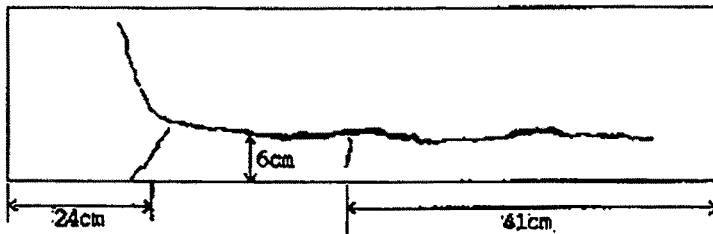
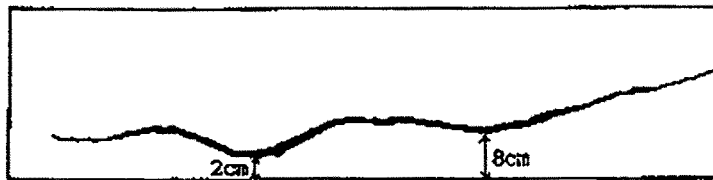
그림4.3.3 기초판의 실험결과 (RPF-100PST+R)

(2) 파괴형태 분석

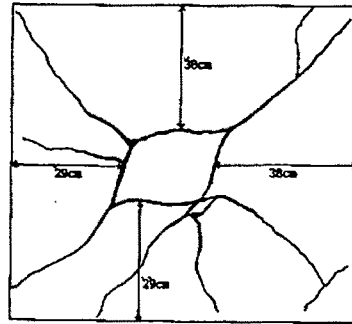
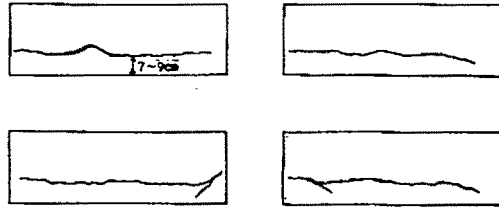
파괴형태는 휨시험이나 뚫림전단 시험 모두에서 양호한 것으로 나타났다. 본 시험을 통하여 파괴거동에서는 상부판과 하부판의 연결부위에서 먼저 파괴가 발생하여 이 균열의 폭이 증가하면서 하부에서 균열이 진전됨을 볼 수 있다. 이러한 파괴양상에서는 하부판의 균열보다 기초의 옆 부위에서 먼저 균열이 발생하지 않도록 하거나 미소균열이 발생할 수 있게 하는 철근의 상세가 필요하다. 뚫림전단시험에서 그림4.3.4에서와 같이 중앙부에서 균열이 발생하면서도 완전히 파괴되지 않는 형태로 연성적인 거동을 하고 있다. 따라서, 파괴형태에서도 기초 구조재로 프리캐스트화 하는 데는 구조적인 문제는 없다. 파괴된 사진은 사진 4.3.2와 같다.



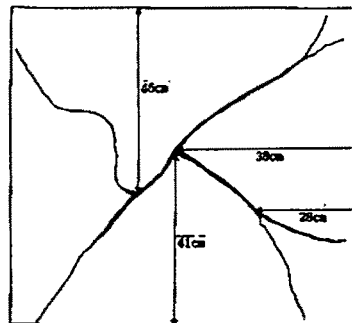
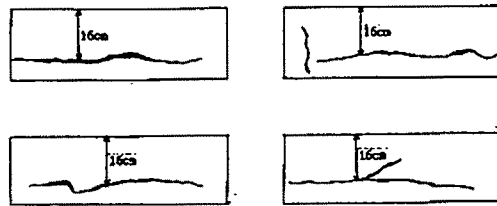
(a) RPF-80BT, RPF-80BTR



(b) RPF-100BT, RPF-100BTR

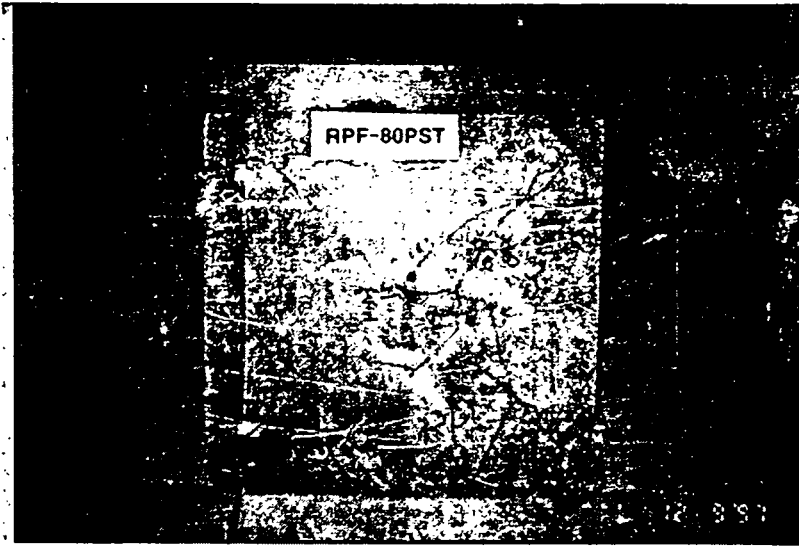


(c) RPF-80PS, RPF-100PSR

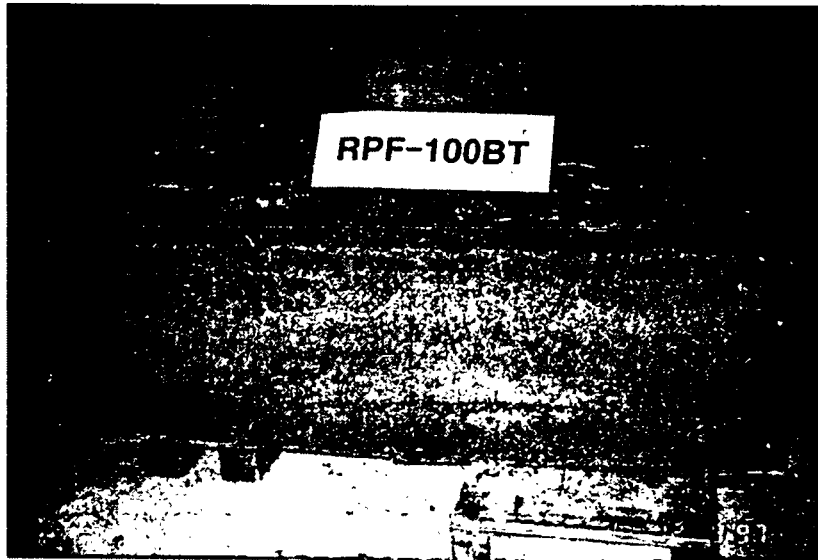


(d) RPF-100PS, RPF-100PSR

그림4.3.4 기초판의 파괴형태



(a) 기초 밑면의 파괴 형태



(b) 기초 측면의 파괴 형태

사진 4.3.2 기초판의 파괴 형태

3.3.4 소 결

폴리머 콘크리트를 이용한 기초판의 프리캐스트화를 위해 실험적으로 연구한 결과 다음과 같은 결론을 얻었다.

- (1) 실험의 결과 휨 시험, 뚫림 전단시험 모두에서 양호한 것으로 나타났다.
- (2) 하중-처짐 곡선에서도 하중이 증가함에 따라 선형적으로 처짐이 증가하였으며 기초에는 하중이 전면적에 부가될 것이므로 실험체 보다 안정적인 거동을 할 수 있을 것으로 예상되며 파괴하중이 25t으로 실제 기초가 받는 하중 2.5t에 비하면 10배 정도의 차이를 보이므로 기초 부재로서 사용하는 데는 문제가 없다.
- (3) 폴리머 콘크리트의 압축 변형도는 선형적으로 거동하여 변형도가 0.006이상에서 최대하중을 받고 있으며 최대변형도까지 선형으로 거동하여 파괴되는 현상으로 나타났다. 이때 철근도 항복 변형도에 도달하고 처짐도 최대에 도달하여 구조적으로 안정된 거동을 보이므로 기초로 사용되는 데는 구조적 문제는 없다.
- (4) 파괴거동에서는 상부판과 하부판의 연결부위에서 먼저 파괴가 발생하여 이 균열의 폭이 증가하면서 하부에서 균열이 진전되었다. 즉, 본 연구에서 변형에서는 기초로서 문제는 없으나 파괴 거동에 있어 하부판의 두께 80-100mm 두께와 상부 단열재를 감싸는 부분에서 파괴가 발생하여 이 부분에서 구조적인 문제가 발생할 수 있으므로 철근을 ㄷ형태로 가공하여 배근하였으나 구조적 거동에 미치는 영향이 미흡하여 거의 동일한 파괴형태가 발생하였었는데 이는 철근의 량이 부족하였던 것에서 기인된 것으로 파악되며 이러한 파괴형태 방지를 위해서는 주근 크기를 D16 이상으로 사용할 필요가 있다.
- (5) 뚫림 전단시험에서 중앙부에서 균열이 발생하지만 상당한 연성적인 거동을 하고 있다. 파괴형태에서도 기초 구조재로 프리캐스트화 하는 데는 구조적인 문제는 없다.

제4절 결 언

4.1 벽판의 연구결과

- (1) 최대 처짐 및 파괴하중은 표면부의 두께가 두꺼울수록 크게 나타났으며 표면부 두께가 같은 경우 단열재의 두께가 클수록 내하능력이 크다.
- (2) 무보강 시험체는 힘에 대해서 취성적인 거동을 하며 보강된 시험체도 무보강에 비하여 최대 하중은 증가하였으나 취성적인 거동을 하였다.
- (2) 최대하중은 대개 0.5t~1.6t 정도로 나타났다.
- (3) 취성적인 거동을 감소시키기 위해서는 상판의 상하부에 와이어메쉬를 배근해야 하며 현재 배근된 D5-300x300 철근량 보다 철근을 더 보강해야 한다.
- (4) 상하부면을 단열재로만 연결하는 경우 하중-처짐, 하중-변형도 곡선 등에서 문제가 발생한다. 단부면에서 상하부판을 연결하는 방식이 구조적으로 안정성이 있으므로 기초 옆판은 이 방식으로 제작하는 것이 좋다.
- (5) 기존 온실에서 사용하는 콘크리트에 비해 훨씬 단열 성능이 우수하다.

4.2 기초판의 프리 캐스트화 연구

- (1) 실험의 결과 휨 시험, 뚫림 전단 시험 모두에서 양호한 것으로 나타났다.
- (2) 하중-처짐 곡선에서도 하중이 증가함에 따라 선형적으로 처짐이 증가하였으며 기초에는 하중이 전면적에 부가될 것이므로 실험체 보다 안정적인 거동을 할 수 있을 것으로 예상되며 파괴하중이 25t으로 실제 기초가 받는 하중 2.5t에 비하면 10배 정도의 차이를 보이므로 기초 부재로서 사용하는 데는 문제가 없다.
- (3) 폴리머 콘크리트의 압축 변형도는 선형적으로 거동하여 변형도가 0.006이상에서 최대하중을 받고 있으며 최대 변형도까지 선형으로 거동하여 파괴되는 현상으로 나타났다. 이때 철근도 항복 변형도에 도달하고 처짐도 최대에 도달하여 구조적으로 안정된 거동을 보이므로 기초로 사용되는데는 구조적 문제는 없다.
- (4) 파괴거동에서는 상부판과 하부판의 연결부위에서 먼저 파괴가 발생하여 이 균열의 폭이 증가하면서 하부에서 균열이 진전되었다. 즉, 본 연구에서 변형에서는 기초로

서 문제는 없으나 파괴 거동에 있어 하부판의 두께 80-100mm 두께와 상부 단열재를 감싸는 부분에서 파괴가 발생하여 이 부분에서 구조적인 문제가 발생할 수 있으므로 철근을 ㄷ 형태로 가공하여 배근하였으나 구조적 거동에 미치는 영향이 미흡하여 거의 동일한 파괴형태가 발생하였는데 이는 철근의 량이 부족하였던 것에서 기인된 것으로 파악되며 이러한 파괴형태 방지를 위해서는 주근 크기를 D16이상으로 사용할 필요가 있다.

- (5) 뚫림 전단시험에서 중앙부에서 균열이 발생하지만 상당한 연성적인 거동을 하고 있다. 파괴형태에서도 기초 구조재로 프리 캐스트화 하는데는 구조적인 문제는 없다.

여 백

제5장 실용화 보급방안

제1절 연구배경 및 목적

제2절 상부구조의 제작

제3절 프리캐스트 기초의 제작

여 백

제 5 장 실용화 보급방안

제1절 연구배경 및 목적

우리나라 유리온실의 경우 1991년 성장장목조합시범단지조성사업으로 현대화된 대규모 생산전용 온실이 도입된 후 6년만인 1997년 한국형 유리온실 표준설계도서가 보급되었다. 어느 한 분야의 기술이 짧은 기간내 정리, 축적되고 국산화하여 표준화를 짧은 기간내에 이룩한 것은 수 많은 시행착오와 관련된 기술인력의 끊임없는 노력일 것이다.

그러나 아직도 유리온실에 대한 구조설계기준에 대한 연구부족과 구조부재에 대한 실험의 미흡으로 외국의 유리온실에 비하여 많은 비용과 노력이 요구되고 있다. 기초와 골조등 구조부분에 대한 처리방법은 지역적 입지조건, 설계기준, 관련 산업의 발달 수준등에 영향을 받음으로 외국의 자재와 시공방식이 우리나라의 여건에 맞는다고는 할 수 없지만 외국의 사례를 참고하여 개선, 발전시킬수 있다고 본다.

본 연구에서는 제2장의 상부구조에 대한 경량화 방안, 구조설계기준에 대한 검토와 강도실험을 통하여 얻어진 국산자재의 품질을 토대로 상부구조의 경량화 방법을 제시하고 제3장의 재료특성과 구조적 거동에 대한 연구결과, 제4장에서의 시험체의 시험결과를 토대로 제작방법을 제시함으로써 실용화 보급을 추진하고자 한다.

제2절 상부구조의 제작

1. 기둥부재의 경량화

가. 온실의 기둥부재와 같이 세장비가 높은 부재는 축력과 모멘트조합에 의한 이차 모멘트의 효과를 고려해야 하며, 이것을 고려하는 경량강구조계산기준인 냉간성형강 구조설계기준안에 따를 경우 설계풍속 30m/sec이하지역에서는 $\square-100 \times 50 \times 2.5$ 의 단면을 사용하여도 안전하다.

나. 설계풍속 35m/sec이하인 경우 강구조계산기준에 의하면 안전한 것으로 나타나나 냉간성형강구조설계기준에 의하면 $\square-100 \times 50 \times 3.5$ 의 단면을 사용하여야 한다.

다. 한국형 유리온실 표준설계도와 비교하여 22%, 농가보급형 유리온실과 비교하여 42%의 강재절감 효과가 있다.

2. 트러스 부재의 경량화

- 가. 벤로형 유리온실의 트러스의 최대강도는 상현재의 좌굴강도에 의하여 결정된다.
- 나. 시험결과 트러스의 최대내력은 안전율을 고려하지 않은 트러스의 최대내력보다 커 안전측에 있는 것을 알 수 있다.
- 다. 시험결과 상·하현재의 단면을 $\square-50 \times 30 \times 2.3$ 으로 사용하여도 용접열에 의한 단면의 뒤틀림이나 손상으로 인한 조기파괴없이 최대내력에 도달하고 있음을 알 수 있다.
- 라. 트러스에 작용하는 하중을 단기하중으로 가정할 경우 $\square-50 \times 30 \times 2.0$ 의 단면도 가능하나 유리온실의 고정하중 및 작물하중이 이동장비하중에 비하여 큰 비중을 차지하므로 장기허용응력을 적용하여 설계하는 것이 합리적이다.
- 마. 트러스 상·하현재의 단면을 $\square-50 \times 30 \times 2.3$ 으로 하며 적용지역은 설계풍속과 관계없이 우리나라 전지역에 사용할 수 있으며 한국형유리온실 표준설계도와 비교하여 25%의 강재절감효과가 있다.

3. H형강부재의 경량화

- 가. H형강을 구조부재로 사용할 경우 시공성은 매우 좋으나 그늘면적이 많아져 작물 생육환경에는 좋지 않으므로 개구부를 뚫어 사용할 경우 그늘면적을 감소시킬 수 있다.
- 나. H형강을 이용하여 트러스 부재로 사용할 경우 스펠에 비하여 보의 춤이 매우 작으므로 휨모멘트에 의하여 단면이 결정된다.
- 다. 지붕거더(girder)에 작용하는 전단력은 웨브전체 단면의 항복전단력의 20%이하이므로 보춤의 70%까지 개구부를 뚫을 수 있다.
- 라. 전단-휨 응력비가 크지 않은 영역에서는 개구부의 중심간격을 개구부의 1.5배로 하여 연속적으로 뚫을 수 있다.
- 마. 재하점과 지지점의 위치에는 웨브의 손상을 방지하기 위하여 보강 스티프너를 설치한다.
- 바. 전단력과 모멘트를 동시에 받는 개구부의 최대내력은 다음과 같은 상호작용식에 만족하여야 한다.

$$\left(\frac{M}{M_{pn}}\right)^2 + \left(\frac{V}{V_{pn}}\right)^2 \leq 1.0$$

M : 개구부에 작용하는 모멘트

V : 개구부에 작용하는 전단력

M_{pn} : 개구부의 최대 모멘트 내력

V_{pn} : 개구부의 최대 전단 내력

4. 적용지역

설계기본 풍속에 따라 기둥부재의 사용은 그림 5.1과 표5.1을 참고하여 사용한다

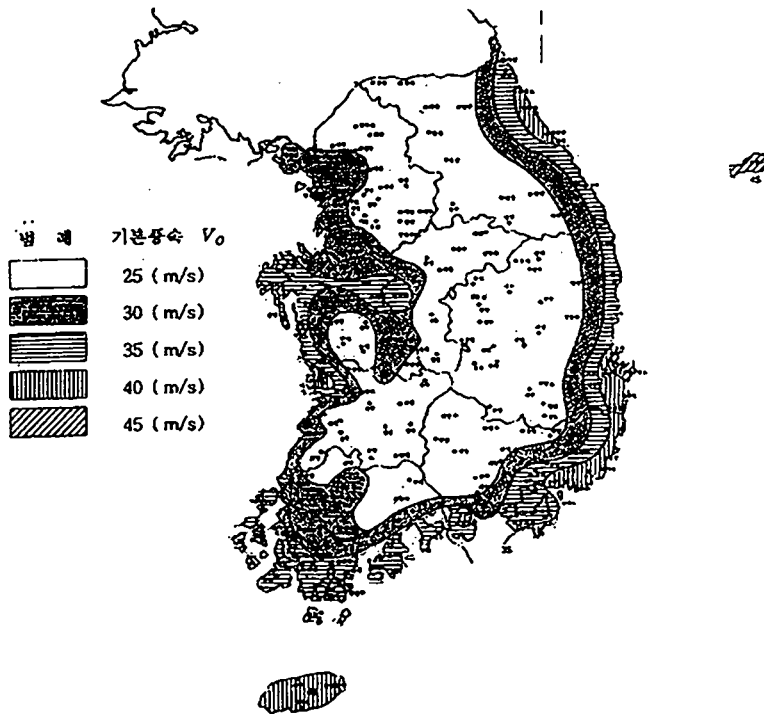


그림 5.1 설계기본 풍속도

표 5.1 지역별 설계기본 풍속

지역		V ₀ (m.sec)
서울	서울, 인천, 김포, 부천, 부평, 구리, 오산, 송탄, 평택, 시흥, 과천, 안양, 수원, 안산, 군포, 의왕, 안성, 강화	30
경기도	양평, 성남, 하남, 용인, 의정부, 동두천, 포천, 파주, 광주, 기흥, 미금, 여주, 이천, 신갈, 장호원	25
강원도	속초, 강릉, 양양, 주문진	40
	거진, 간성, 동해, 삼척, 원덕	35
	춘천, 화천, 양구, 철원, 김화, 인제, 영월, 정선, 태백, 원주, 평창, 홍천	25
충청도	장항	40
	태안, 서산, 청주, 대천, 서천, 안면도, 조치원, 천안, 홍성, 광천, 아산	35
	대전, 당진, 합덕, 성환, 진천, 증평, 은양	30
	음성, 청양, 금산, 영동, 공주, 논산, 제천, 충주, 부여, 보은, 단양, 괴산, 옥천	25
경상도	포항, 울릉도, 구룡포, 오천, 흥해, 감포	45
	부산, 기장, 장안, 연일, 외동, 가덕도	40
	울산, 통영, 거제, 공성, 진해, 김해, 마산, 창원, 양산, 진영, 울진, 평해, 안강, 경주, 남해, 삼천포	35
	건천, 가야, 삼랑진, 영덕, 사천	30
	대구, 영주, 구미, 김천, 영천, 안동, 봉화, 풍기, 예천, 청송, 영양, 하양, 경산, 청도, 남지, 의령, 추풍령, 상주, 선산, 군위, 의성, 문경, 점촌, 함창, 진주, 거창, 함양, 산청, 고령, 창녕, 합천, 밀양	25
전라도	군산, 미성	40
	목포, 여수, 완도, 진도, 옥구, 노화, 익산, 금일, 해남, 관산, 대덕, 도양, 고흥	35
	광주, 나주, 화순, 영암, 일노, 강진, 장흥, 보성, 벌교, 순천, 광양, 무안, 함평, 영광	30
	전주, 함열, 진안, 무조, 삼례, 담양, 부안, 남원, 순창, 구례, 고창, 정주, 장수, 송주, 임실, 태인	25
제주도	전지역	40

5. 상부구조의 제작

가. 적용범위

벤로형 유리온실의 기둥 및 트러스 제작에 적용한다.

나. 구조용 강관

구조부재에 사용하는 강관재료의 형상 및 치수는 한국산업규격에 표시한 규격품을 사용하여야 한다.

표 5.2 강관의 형상 및 치수

명칭	규격
일반구조용 각형강관	KS D 3568

다. 기둥제작도

벤로형 유리온실에 사용하는 기둥은 그림 5.2, 5.3, 5.4, 5.5, 5.6에 따르고 기둥의 길이는 온실의 높이에 따라 조정할 수 있다.

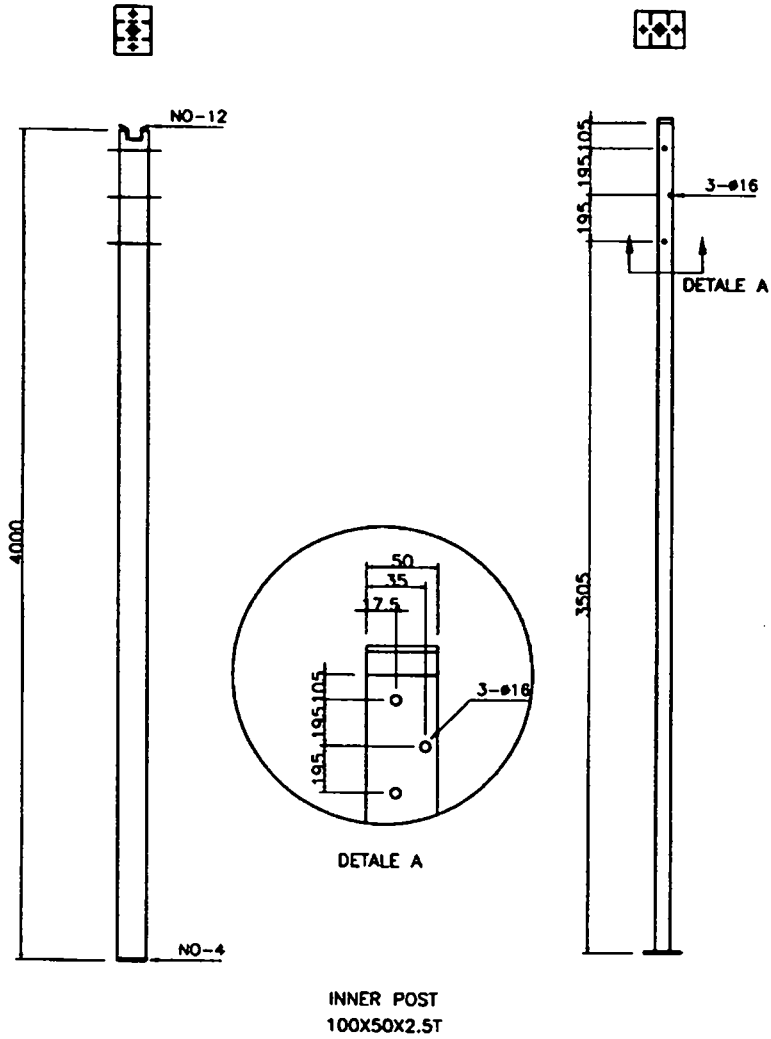


그림 5.2 내부기둥 제작도

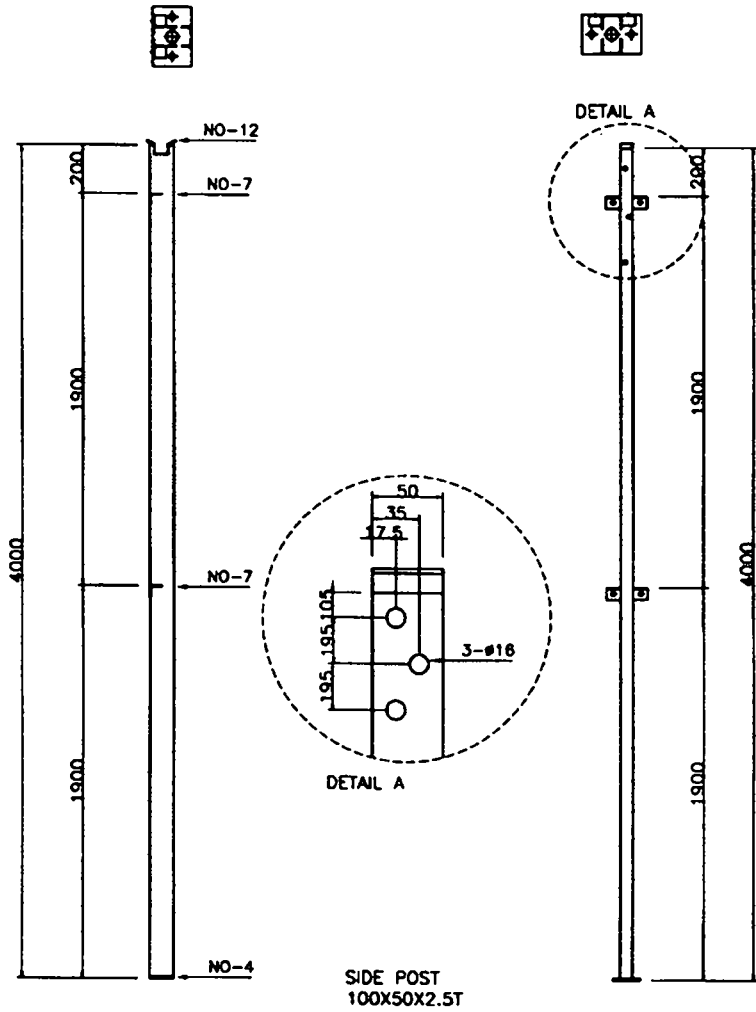


그림 5.3 측면기둥 제작도

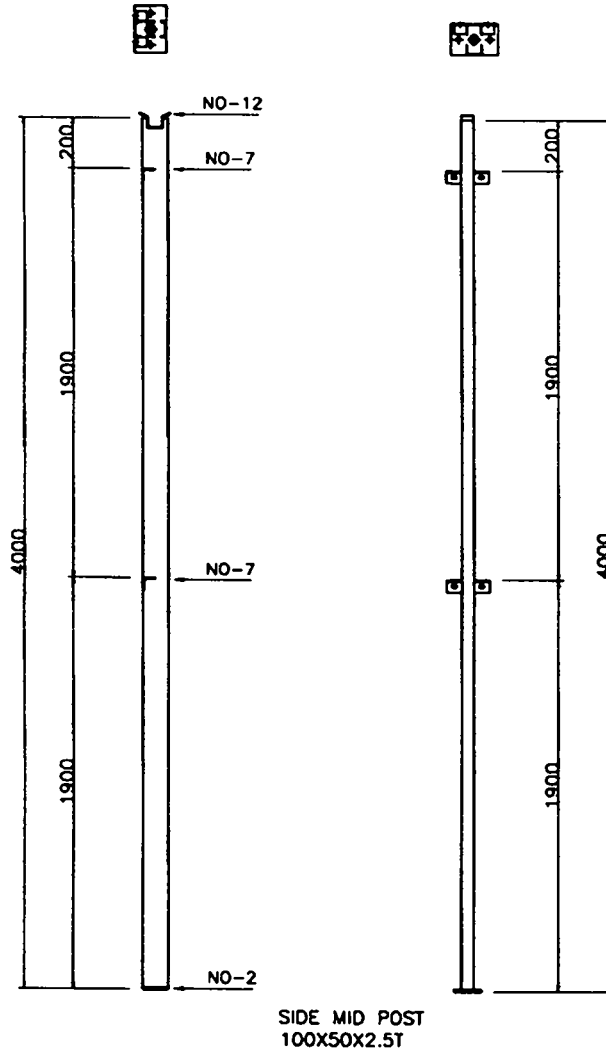


그림 5.4 측면 사잇기둥 제작도

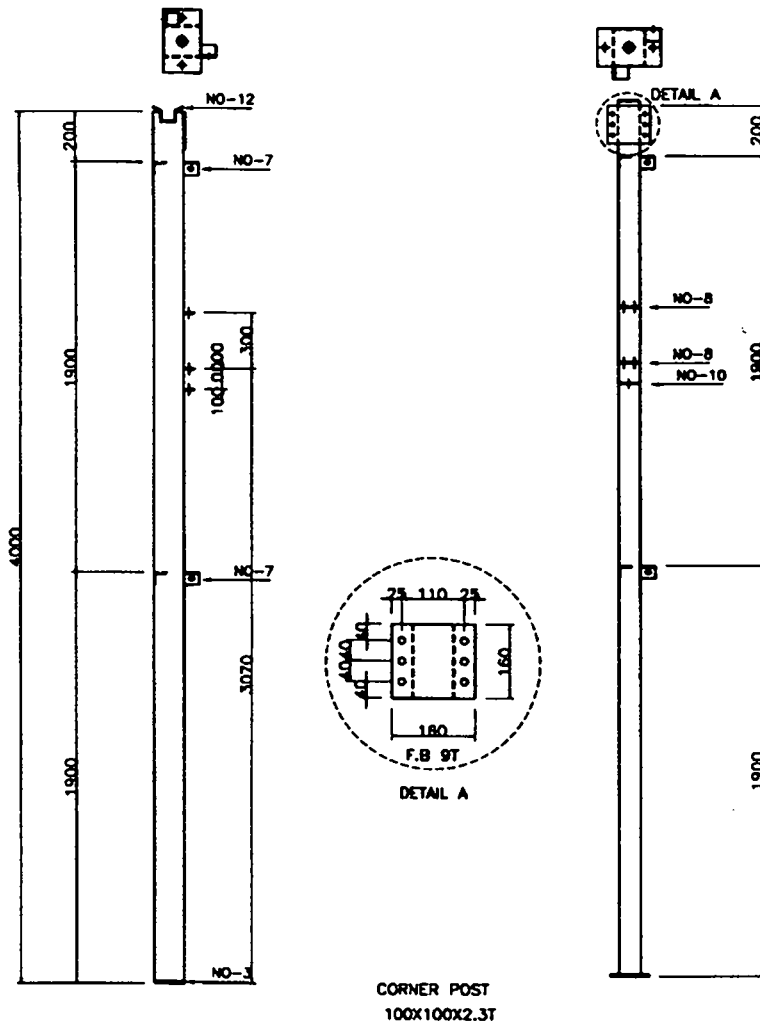


그림 5.5 코너기둥 제작도

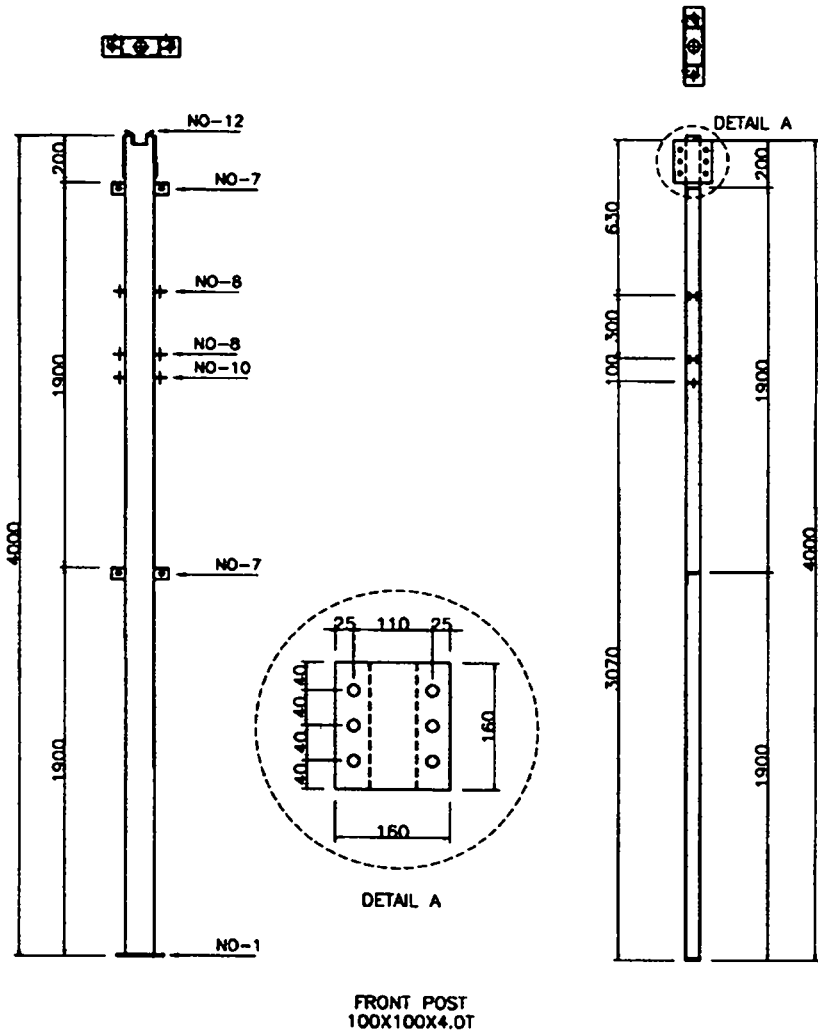


그림 5.6 전면 박공기둥 제작도

라. 제작방법

건설부제정 건축공사 표준시방서에 따른다.

제3절 프리캐스트 기초의 제작

1. 프리캐스트 기초 옆판의 제작

가. 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트 배합비

프리캐스트 기초 옆판 제작용 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비는 다음과 같다.

표 5.3 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 :wt%)

결합재	충전재	골재	비고
12	11.0	77	s/a=67.4%

나. 결합재의 조성

결합재의 조성은 다음과 같다

표 5.4 결합재의 조성 (단위 : wt%)

UP	SR	CoOc	MEKPO
80	20	0.5	40

다. 불포화 폴리에스터 수지의 성질

불포화 폴리에스터 수지의 성질은 다음과 같다.

표5.5 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25℃)	점도(25℃, cps)	산가	스티렌 함량(%)
1.13	3	20	40

라. 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 다음과 같다.

표 5.6 폴리머 콘크리트의 역학적 성질(kg/cm²)

압축강도	할렬인장강도	휨인장강도	탄성계수	비고
8.75	91.1	204.8	285,000	

마. 보온재의 재료

보온재로 사용되는 재료는 다음과 같다.

표 5.7 보온재의 형상

명칭	규격
발포폴리스티렌 보온재	KS M 3808

바. 와이어 메쉬의 재료

보강재로 사용하는 와이어메쉬의 재료는 다음과 같다.

표 5.8 와이어메쉬의 형상

명칭	규격
용접철망	KS D 7017

사. 제작규격

- (1) 기초옆판의 규격은 1988×450×60이다.
- (2) 단열재의 두께는 30mm로 한다.
- (3) 와이어 메쉬는 D5-150×150으로 하고 와이어메쉬가 배근되는 표면부의 두께는 20mm, 그외의 표면부는 10mm로 하고 상·하부의 두께는 15mm로 한다.

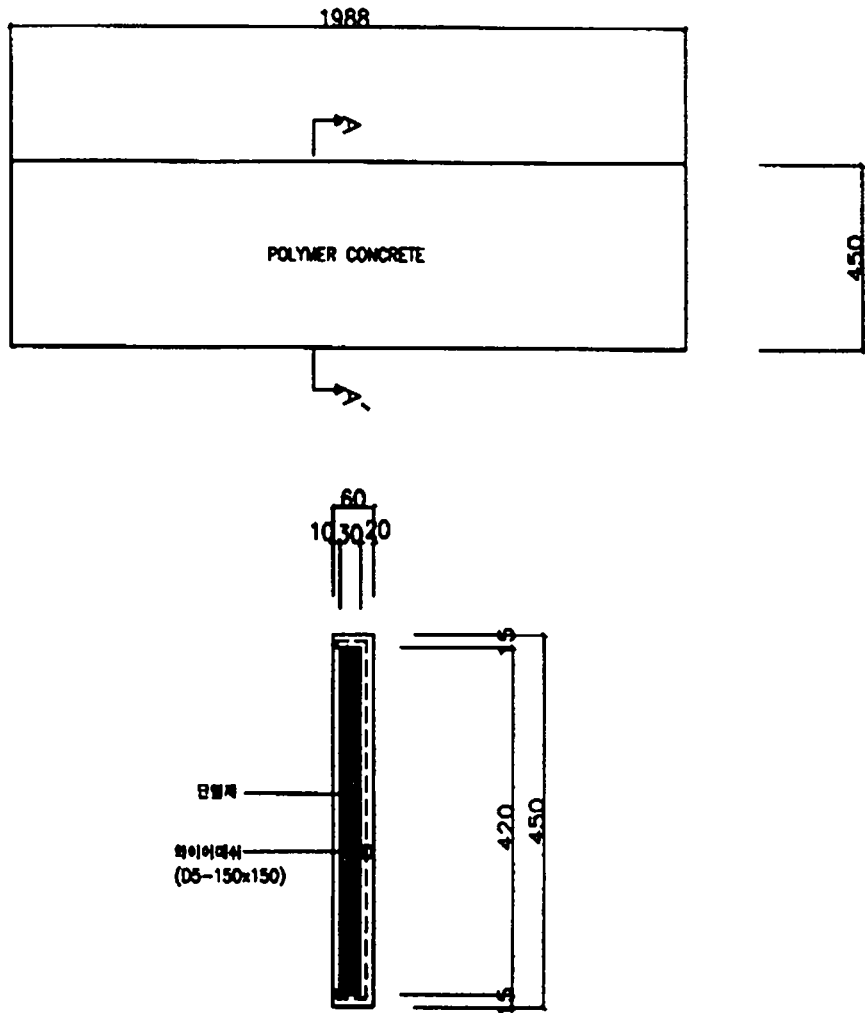


그림 5.7 기초옆판의 제작도

아. 제작 방법

- (1) 중심부에 사용되는 단열재 및 와이어메쉬를 준비한다.
- (2) 강제거푸집을 설치하고 박리제를 바른다.
표면부와 단열재의 접합부를 확보하기 위하여 콘크리트 타설전 불포화 폴리에스터 수지로 택코팅(tack coating)한다.
- (3) 폴리머 콘크리트를 피복두께로 포설한 후 와이어메쉬를 배근하고 다시 소정의 두께까지 콘크리트를 포설한다.
- (4) 소정의 두께가 되면 롤러나 훑손으로 마무리 한다.
- (5) 온도 $20 \pm 3^\circ\text{C}$, 습도 50~60%에서 약 1시간 정도 상온에서 양생시킨다.
- (6) 표면을 마감한다.

2. 프리캐스트 기초판의 제작

가. 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비

프리캐스트 기초판 제작용 불포화 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비는 다음과 같다.

표5.9 폴리에스터 폴리머 콘크리트의 배합비 (단위 : wt%)

결합재	충전재	골재		silane
		조골재	소골재	
12	11.0	27.4	50.8	0.24

나. 불포화 폴리에스터 수지의 성질

기초판 제작용 불포화 폴리에스터 수지의 성질은 다음과 같다.

표 5.10 불포화 폴리에스터 수지의 성질

비중(25℃)	점도(25℃, cps)	산가	스티렌 함양(%)
1.03	3.0	20	40

다. 폴리머 콘크리트의 역학적 성질

기초판 제작용 폴리머 콘크리트의 역학적 성질은 다음과 같다.

표5.11 폴리머 콘크리트의 역학적 성질(kg/cm²)

압축강도	할렬인장강도	휨인장강도	탄성계수	비고
1,450	108	266	359,000	

라. 보온재의 재료

보온재로 사용되는 재료는 다음과 같다.

표 5.12 보온재의 형상

명칭	규격
발포폴리스티렌 보온재	KS M 3808

마. 철근의 재료

보강재로 사용하는 철근의 재료는 다음과 같다.

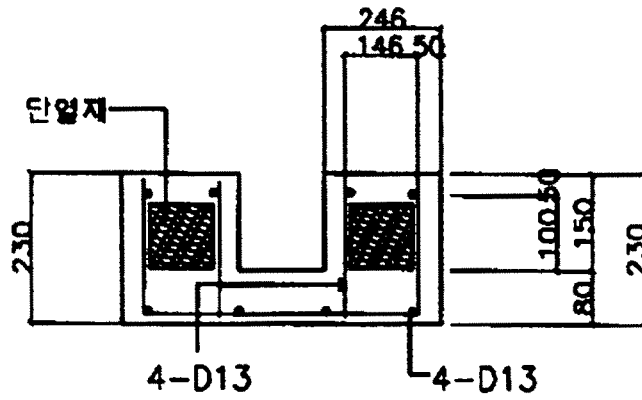
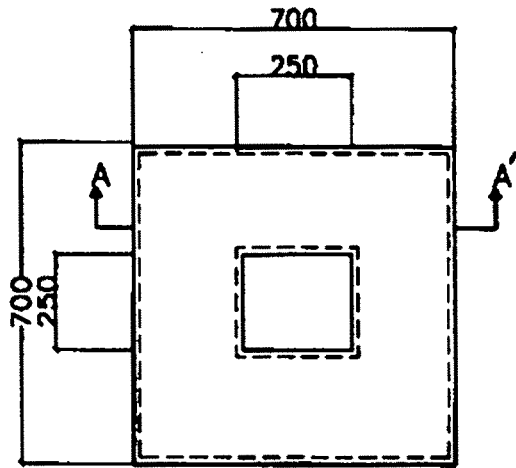
표5.13 철근의 형상

명칭	규격
이형철근	KS M 3504

바. 제작규격

- (1) 기초판의 규격은 700×700×230이다.
- (2) 단열재의 두께는 100mm로 한다.
- (3) 철근의 배근은 4-D13으로 상·하부 모두 한다.

D13의 이형철근을 ㄷ형태로 가공하여 상부와 하부를 연결, 보강할 수 있도록 하고 @150으로 배근한다.



A - A' SECTION

그림 5.8 기초판의 제작도

사. 제작방법

- (1) 중심부에 사용되는 기초크기에 맞게 100mm두께의 단열재를 크기별로 절단하고 기초용 철근을 가공, 조립한다.
- (2) 거푸집을 설치하여 박리제를 바르고 하부 폴리머 콘크리트와 단열재의 접합부를 확보하기 위하여 폴리머 콘크리트 타설전에 불포화 폴리에스터 수지로 택코팅(tack coating)한다.
- (3) 폴리머 콘크리트는 속경성이므로 가능한한 빠른 시간내에 하부 기초판 두께까지 포설한다. 이때 철근은 4-D13을 4cm의 피복두께를 유지할 수 있도록 하고 ㄷ형 태의 보강근을 @150 간격으로 배근한다.
하부까지 콘크리트 포설후 충분히 다진후 롤러나 훑손으로 면을 고른 다음 공간이 필요한 부분에 단열재를 배치한다.
- (4) 다시 상부판까지 폴리머콘크리트를 포설한 후 소정의 두께가 되면 롤러나 훑손으로 마무리 한다.
- (5) 온도 $20\pm 3^{\circ}\text{C}$, 습도 50~60%에서 약 1시간 정도 상온에서 양생한다.
- (6) 표면을 마감한다.

3. 프리캐스트 기초기둥(PEDESTAL)의 제작

가. 재료

프리캐스트 기초기둥에 사용되는 재료는 표5.9, 5.10, 5.11, 5.13과 같다.

나. 제작규격

- (1) 프리캐스트 기초기둥의 제작기본규격은 $1,350\times 350\times 250$ 이다.
- (2) 프리캐스트 기초기둥은 내부용, 측면용, 코너용에 따라 기초옆판 설치용 규격이 그림 5.9와 같이 다를 수 있다.

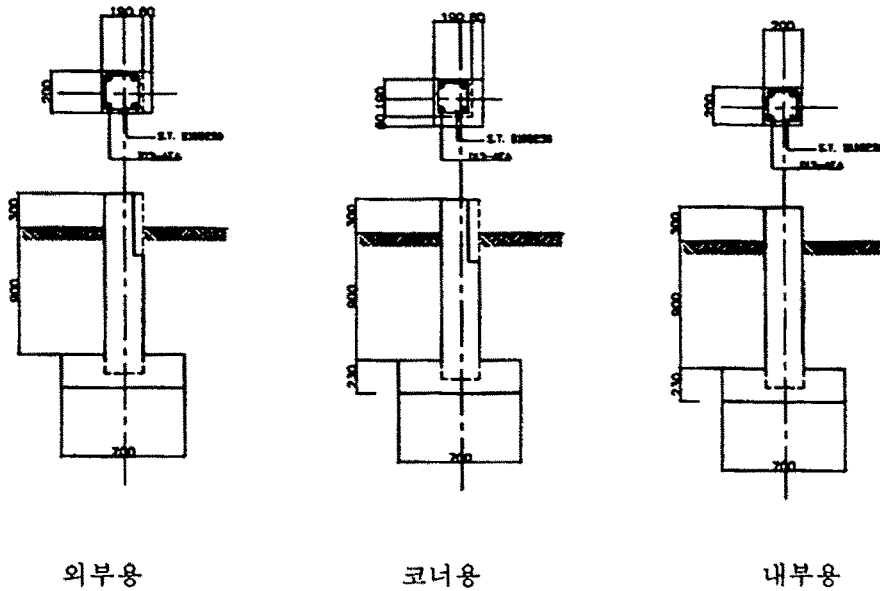


그림 5.9 기초기둥 제작도

- (3) 철근 배근은 4-D13, D10 @ 250으로 배근한다.
- (4) 기초얹판 설치를 위하여 상부에서 450, 두께 60mm의 단을 외부용에는 1면, 코너용은 2면에 둔다.
- (5) 기초얹판 고정용 볼트시공을 위하여 직경 12.5mm, 상부에서 150mm를 띄운 중앙부에 1개, 상부에서 425mm를 띄운 지점에 80mm중심 간격으로 2개의 구멍을 뚫어둔다
- (6) 콘크리트 포설 및 마감은 기초판제작과 같이한다..

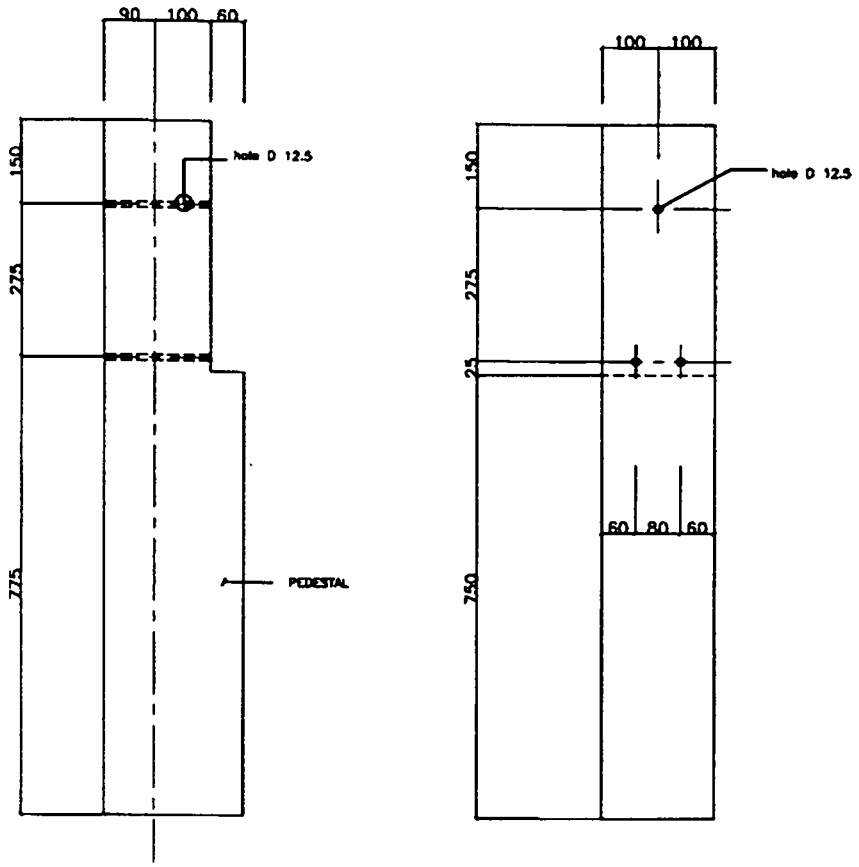


그림 5.10 볼트 고정용 구멍 위치도

여 백

제6장 활용에 대한 건의

여 백

제 6 장 활용에 대한 건의

본 연구과제의 결과로 안전성과 일사투과량이 개선된 온실모델을 제시하고 규격화된 자재를 대량생산체제를 구축하며 대형생산전용온실의 시공방법을 개선할 수 있도록 하기 위하여 각 분야별로 다음과 같은 지원이 필요할 것으로 판단된다.

농림부 - 시설원예생산유통지원사업의 기준으로 활용하고 이 연구결과에 따라 생산체제를 구축할 수 있는 업체에 생산시설 자금 지원

학 계 - 한국형 유리온실 모델개발에 활용

제작업체 - 규격화, 표준화 기준으로 활용하며 주문제작방법에서 판매방법으로 전환할 수 있도록 함.

시공업체 - 규격화, 표준화가 될 수 있도록 대량생산된 자재를 구입 사용.

여 백

참 고 문 헌

1. Abdel-Halim, M. A. and McClure, R. M., "Flexural Behavior of Reinforced Polymer-Portland Cement Concrete Beams" , Polymer Concrete, SP-89, American Concrete Institute, Detroit, 1985, pp. 105-206.
2. Allen, Howard G., "Analysis and Design of Structural Sandwich Panels", Pergamon Press, 1969.
3. ACI Committee 548, "Polymers in Concrete - State of the Art Report", Report by ACI, 1997.
4. ACI, "Building Code Requierments for Reinforced Concrete (ACI 318-83), 1985
5. ACI Committee 548, " Guide to the Use of Polymers in Concrete", ACI Journal, 83(5), 1986, pp. 798-829
6. ACI Committee 548, "Polymers in Concrete", American Concrete Institute, Detroit, 1977, p. 92.
7. Alezka, J. D., and Beaumont, P. W. R., "The Work of Fracture of Concrete and Polymer Impregnanted Concrete Composite" , Proceedings of the First International Congress on Polymers in Concrete, 1975, pp. 269-275
8. Agaewal, B.A. and Broutman, L., "Analysis and Performance of Fiber Composite", John Wiley & Sons, New York, 1980.
9. Akasaka, T. and Asano, K., "Stress and Deformation of the Sandwich Panel Having Curved Faceplates Under Pressure Loading", Recent Advances in Composite in the United States and Japan, ASTM Special Technical Publication 864, June, 1983, pp. 263-277.
10. ARCO Chemical Company "Expanded Polystyrene Properties", 1984.
11. Armeniades C.D., Stromer J.C. and Haque E., "Cure Shrinkage Control with Strength Enhancement in Polymer Concrete by Combining Polymerization with Mineral Dehydration : Montmorillonite Polymer Concrete", Proceedings of the 5th ICPIC, Brighton, England, Sept. 1987, pp. 187-191

12. ACI Committee 533, "Precast Concrete Wall Panels", Concrete International Nov., 1992, pp. 33-35.
13. ACI Committee 318, "Building Code Requirements for Reinforced Concrete(ACI 318-89)", American Concrete Institute, Detroit, MI, 1989.
14. ACI, "Sandwich Slabs", Concrete International, May, 1986, pp. 61-64
15. Benjamin, B. S., "Structural Design with Plastics", Van Nostrand Reinhold Company, pp. 118-133, 1969.
16. Bentur, A., "Fiber Reinforced Cementitious Composites", Elsevier Applied Science, pp. 1-136.
17. Backus, J.K. and Gemeinhardt, P.G., "Rigid Urethane Foams", Plastic Foams, Part II, Frisch and Saunders eds., Dekker, New York, 1973.
18. Braun H.P., Panshin A.J. and Forsaith C.C., "Textbook of Wood Technology", Vol. 2 McGraw-Hill, New York, 1952.
19. Chalker, R.E., "Load-Bearing Plywood Sandwich Panels", Research Report 93, American Plywood Association, 1971.
20. Chuo Kouzai Co., Ltd., "Resin Concrete-Technical Data", 1987, p. 20.
21. Cook, J. D. and Crookham, G. D., "Fracture Toughness Measurements of Polymer Concrete", Magazine of Concrete Reseach, Vol. 30, No. 105, 1978, pp. 250-214
22. Czarnecki, L., "Status of Polymer Concrete International", Vol. 17, 1985, pp. 47-53.
23. Chamis C.E. and Sinclair J.H., "Impact Resistance of Fiber Composites : Energy-Absorbing Mechanisms and Environmental Effects", Recent Advances in Composites in the United States and Japan, ASTM Special Technical Publication 864, June, 1983, pp. 326-345.
24. Composite Design Encyclopedia, Vol. 1, University of Delaware, Newark, USA, 1984.
25. Drysdale, R.G., "Fernando Betancourt-Angl and Haddad G.B., "Thick Skin Sandwich Beam Columns with Weak Cores," Journal of Structural Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 105 No. ST12, December, 1979, pp. 2601-2617.

26. Dikeou, J.T., "US and Other Specifications and Strength for Polymer Concrete," Proceedings of the 2nd Southern Africa Conference, Paper 20, 1992.
27. Dikeou, J.T., "US and other Specifications and Standares for Polymer Concretes", Proceedings of the 2nd Southern African Conference, 1992, p.20.
28. Drysdale, R.G., Betancourt-Angel, F. and Haddad, G. B., "Thick Skin Sandwich Beam Columns with Weak Cores". Journal of the Structural Division, ASCE, 1979, pp. 2601-2619.
29. Erki M.A. and Rizkalla S.H., "FRP Reinforcement for Concrete Structures", Concrete International, June, 1993, pp. 48-53.
30. Fintel M., Schultz D.M. and Iqbal M., "Philosophy of Structural Response to Normal and Abnomal Loads" Construction of Large Panel Structures, Report2, Portland cement Association, Aug., 1976.
31. Feldman D., "Polymeric Building Materials," Elsevier Applied Science, 1990.
32. Feldman D., "Polymeric Building Materials," Elsevier Applied Science, 1989, pp. 104-201.
33. Fowler, D. W., "Structural Design of Polymer Concrete", ICPIC Working Papers, North American Workshop, San Francisco, Sept. 1991.
34. Fowler, D. W., "Status of Concrete-Polymer Materials", Proceedings of the Sixth International Congress on Polymers in Concrete, Shanghai, China, 1990, pp. 10-27.
35. Fowler, D. W., "The Status of the Art of Polymer Concrete", Proceedings of the Second Southern African Conference, 1992, Paper 1.
36. Fowler, D. W. and Paul D.R., "Status of Concrete-Polymer Materials in the United States" , Polymers in Concrete, Third International Congress on Polymers in Concrete, Koriyama, Japan, 1981.
37. Fridley, K. J., "Structural Behavior of Polymer Concretes Sandwich Constructions", M. S. thesis, The University of Texas at Austin, Dec. 1986, p. 136.
38. Friedlet, K. J., Wheat, D. K. and Fowler, D.W., "Sandwich Beams with Polymer Concrete Facings", SP-16, ACI, 1989, pp. 35-39.

39. Goland L.J., Fowler D.W., Yew C.H. and Wheat D.L., "Projectile Impact", Proceedings of the Fifth ICPIG, Brighton, England, Sept., 1987, pp. 75-78.
40. Giancarle Caprino Roberto Teti, "Sandwich Structures Handbook", Il Prato, p. 309.
41. Higon Archie, E.H., Ohlsen W.B., Stiles J.A., Weese and Riley W.F., "Mechanics of Materials" , Third. Edition, John Wiley & Sons, Inc., 1976.
42. Hollaway L.C., "Polymers and Polymer Composites in Construction." Thomas Telford Ltd., London, 1990, pp. 33-72.
43. Huson J.A., "Precast Concrete Wall Panels : Flexural Stiffness of Sandwich Panels", ACI8 SP-11, 1965.
44. Hahn J., "Structural Analysis of Beams and Slab", Sir Isaac Pitman and Sons Ltd., 1966, p. 308.
45. Hartsock J.A., "Design of Foam Filled Structures, Tecnominc, Stamford, USA, 1969.
46. Haddad, M.U., Flower, D. W., and Paul, D. R., "Factors Affecting and Curing and Strength of Polymer Concrete", Journal of the American Concrete Institute, Sept.-Oct., 1983, pp. 369-402.
47. Helal, M.S. "Experimental Study of Mechanical Properties and Structural Applications of Polymer Concrete", Ph.D.Dissertation of Rice University, May. 1978.
48. Hollaway, D.C., "Polymers and Polymer Composite in Construction", Tomas Telford Ltd., London, 1990, pp. 6-31.
49. Hollaway, L.C., "Polymers and Polymer Composite in Constuction", Tomas Telford Ltd., London, 1990, pp. 33-71.
50. Hsu, H. T., "Flexural Behavior of Polymer Concrete Beams", Ph. D. Dissertation, The University of Texas at Austin, May 1984, p. 250.
51. Hutton, S. G. and Loov, R. E., "Flexural Behavior of Prestressed, Partially Prestressed Concrete Beams", Journal of the American Concrete Institute. Dec., 1966, pp. 1401-1409.
52. Jones R.M., "Mechanics of Compostie Materials", McGraw-Hill, New York, 1975.

3. Kaeding O., "Design Criteria for Precast Polymer Concrete" ICPIC Working Paprts, North American Workshop, San Francisco, Sept., 1991.
54. Knab, L. I. and Cook J. P., "Shear and Flexural Behavior of Reinforced Polyester Concrete Beams", Journal of the American Concrete Institute, Vol. 71, No. 10, Oct., 1974, pp. 493-501.
55. Koyanagi, W., Rokugo, K., Uchida, Y., Hayashi, F., Ohshima, M. and Satoh, R., "Structural Behavior of Unsaturated Polyester Resin Concrete Slabs", Proceedings of the 6th International Congress on Polymers in Concrete, Shanghai , China, 1990, pp. 405-410.
56. Kuenzi, E.W., "Sandwich Panel Design", Symposium on Panelized Building System, Sir George Williams University, Montreal, 1970.
57. Leslie, K. E., Rajagopalan, K. S. and Everard, N. J., "Flexural Behavior of High-Strength Concrete Beams", Journals of the American Concrete Institute, Sept., 1976, pp. 517-521.
58. Llorente, C., "Inelastic Behavior of Precast Concrete Shear Walls", Ph.D. thesis, MIT, Cambridge, Mass., 1981.
59. Liu, J.Y., "Shear Strength of Wood Beams : A Weibull Analysis", Journals of the Structural Division, Proceedings of the ASCE, Vol. 106, No. ST10, Oct., 1980, pp. 2031-2052.
60. Lloyd, J.P. and Kesier, C.E., "Splices and Anchorpes in One-Way Slab Reinforced with Deformed Wire Fabric", ACI Manual, Aug., 1970.
61. Lloyd, J.P. and Kesier, C.E., "Crack Control in One-Way Slab Reinforced with Deformed Wire Fabric", ACI Manual, May, 1969.
62. Metthews, D., "Precast Polymer Concrete in the Building Industry", Proceedings of the 2nd Southern African Conference, Paprt 13, 1992.
63. Nawy, E. G., "Reinforced Concrete", Prentice-Hall, Inc., 1985, pp. 81-149.
64. Nutt W.O. and Staynes B.W., "The Next Twenty Five Years", Proceedings of the Fifth ICPIC, Brighton, England, Sept., 1987, pp. 413-416.

65. Noris C.B., Erickson W.S. and Kommers W.J., "Flexural Rigidity of a Rectangular Strip of Sandwich Construction", FPL Report No. 1505-A, U.S.D.A., Forest Products Laboratory, 1956.
66. Orenstein, "Crack Width Control in Reinforced Concrete 2 Way Slabs Subjected to Aciniformly Distributed Load", ACI Journal, 1970.
67. Paramasivam, P. and Tan K. H., "Punching Shear Strength of Ferocement Slabs", ACI Structural Journal, May-June, 1993, pp. 294-301.
68. Pfeifer, D. W. and Hanson, J. A., "Precast Concrete Wall Panels : Flexural Stiffness of Sandwich Panels", SP-11, ACI, 1965, pp. 67-86.
69. Phinyawat, P., "Flexural Behavior of Reinforced Polymer-Impregnated Concrete Beams", Ph. D. Dissertation, The University of Texas at Austin, Dec., 1977, p. 249.
70. Prusinski, Richard C., "Precast Polymer Concrete", Polymers in Concrete, International Symposium, ACI SP-58, 1978.
71. Schwartz, M. M., "Composite Materials Handbook". McGraw-Hill, Inc., 1992, pp. 701-792.
72. Stanley, D., "Investigation of Dow Polyesteramide Resins for Use in Polymer Concrete", Master Thesis, The University of Texas at Austin, 1984.
73. Solomon S. K., Smith D. W. and Cusens A.R., "Flexural Tests of Steel-Concrete-Steel Sandwiches", Magazine of Concrete, Vol. 28, No. 94, March, 1976, pp. 13-20.
74. Solomon S. K., Smith, P. W. and Cusens, A. R., "Flexural Tests of Steel-Concrete-Steel Sandwiches", Magazine of Concrete Research Vol. 128, No. 94, 1976, pp. 13-20.
75. Swamy, R. N. and Al-Ta'an, S. A., "Deformation and Ultimate Strength in Flexural of Reinforced Concrete Beams nad with Steel Fiber Concrete", Journal of the American Concrete Institute, Sept.-Oct., 1981, pp. 395-405.
76. Tang, R. C., "The Effect of Shear and Poisson's Ratio in the Static Bending of Wood Beams", Wood Science and Technology, Vol. 6, 1972, pp. 302-313.

77. Timoshenko, S. P. and Goodier J. N., "Theory of Elasticity", McGraw-Hill, New York, 1970.
78. Timoshenko, S. P., "Strength of Materials", Part I, Krieger, New York, 1984.
79. Vipulanandan, C., Dharmara, No. and Ching E., "Stress-Strain Behavior of Polymer Concrete System", Proceedings of the Fifth ICPIC, Brighton, England, Sept., 1987, pp. 165-170.
80. Vipulanandan, C. and Dharmarajan, N., "Effect of Temperature on the Fracture Properties of Epoxy Polymer Concrete", Proceedings of the SEM-RILEM International Congress on Fracture of Concrete and Rock, 1987, pp. 668-678.
81. Vipulanandan, C. and Dharmarajan, N., "Fracture Toughness of Polymer Concrete" ACI SP-118, 989, pp. 69-90.
82. Vipulanandan, C., Paul E., Characterization of Polyester Polymer and Polymer Concrete", Journal of Materials in Civil Engineering Vol. 5, No. 1, Feb., 1993, pp. 62-82.
83. Wilson, D. W. and Vinson, J. R., "Viscoelastic Buckling Analysis of Laminated Composite Columns", Recnet Advances in Composite in the United States and Japan, ASTM Special Publication 864, June, 1983, pp. 368-383.
84. Yeon, K. S., "Structural Behavior of Polymer Mortar-Wood Composite Beams", Proceedings of the 6th International Congress on Polymers in Concrete, Shanghai, China, 1990, pp. 661-668.
85. Yeon, K. S., Kim, K. W. and Hwang, J. Y., "Structural Behavior of Sandwich Panels with Polymer Mortar Facings", Proceedings of the 7th International Congress on Polymers in Concrete, Moscow, Russia, 1992, pp. 550-557.
86. Yeon, K. S., Flower, D. W. and Wheat, D. L., "Static Flexural Behavior of Various Polymer Concrete Beams", Proceedings of the ICPIC, Sep., 1987, pp. 85-90.
87. 김범준, 김상호, 양관섭, 김수암, "공동주택 경량칸막이 벽체 개발연구", 대한건축학회 학술발표 논문집, 제 12권 제 2호, Oct., 1992, pp. 619-623.
88. 김석중 외, "구조용 용접철망을 이용한 부재의 구조성능 실험", 대한주택공사, Sep., 1992, pp. 94-313.

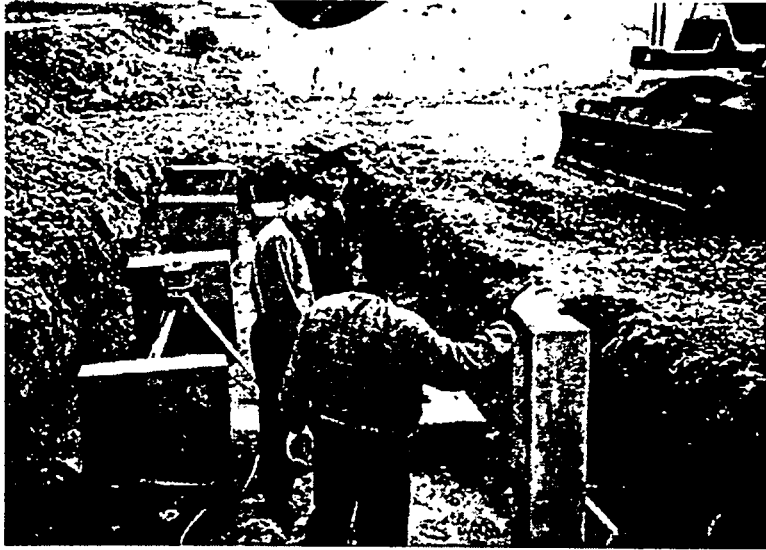
89. 김태경, “폴리에스터 폴리머 콘크리트의 파괴 및 피로거동”, 강원대 대학원 석사학위 논문, 1993.
90. 건축학회, “프리캐스트 콘크리트 조립식 건축공사 표준시방서, 건설부, 1992, April, p. 13.
91. 대한건축학회, “철근콘크리트 내력벽식 건축물 구조설계 지침(안)”, 1992, p.206.
92. 도영수, “폐콘크리트를 사용한 재생콘크리트의 강도특성”, 강원대대학원 석사학위논문, 1992.
93. 대한건축학회, “철근콘크리트 내력벽식 건축물 구조설계 지침(안)”, 1992, pp. 1-175.
94. 폴리머 콘크리트 샌드위치 패널의 개발(I)(II), 과학기술처, 1993. 9
95. 小柳 洽, 大野 定俊, 村井 信夫, 林 富士男. REC의 收縮性仗と 補強筋による拘束' 應力の 發現, 第2回 콘크리트工學年次講演論文集 pp241-244, 1980
96. 瀧山 榮一郎, ポリエステル 樹脂 핸드ブック, 日刊工業新聞社, 1988
97. 戶崎 捷也, 大野 定俊, 小柳 洽. 林 富士男. 小官山 正, レジン콘크리트의 各種強度と 供試体寸法の 影響, 日本材料學會 第30期學術講演會, 309, 1981
98. NGUYEN VAN LOI, 內田 裕市, 六郷 惠哲, 小柳 洽. 大島 光晴, 레ジン콘크리트의 強度における寸法效果, 土木學會第48年次學術講演會. V19,1993
99. 內田 市, 六郷 惠哲, 小柳 洽. 콘크리트의 曲げ強度의 寸法效果에 關する破壞力學的檢討, 土木學會文集. Vol.16/V-2. No.442. pp104-107, 1991
100. 岡田 清, 米澤 敏男, 레ジン콘크리트의 材料特性의 溫度依存性에 關하여, Vol.24, No. 260, pp.38-44, 1975
101. 山崎 竹傳, 出光 隆. 渡辺 明, 宮川 邦彦, ポリエステルレジン콘크리트의 크리프特性에 關する研究, 材料 Vol. 40. No. 456, pp. 1178-1184, 1991
102. 瀧山 榮一郎, ポリエステル樹脂 핸드ブック. 日刊工業新聞社, 1988
103. 에폭시樹脂技術協會, 에폭시樹脂應用技術의 基礎, 1990
104. 林 富士男, 레ジン콘크리트의 構造的 利用에 關する 研究, 1994
105. 金洗演. “有限要素法에 의한 有孔 깊은 보의 構造解析에 관한 研究” 延世大學校 大學院 碩士學位 論文. 1989.

106. 鄭在勉. “有孔 H形鋼보의 水平 補強量에 관한 實驗的 研究.” 朝鮮大學校 産業大學院 碩士學位 論文. 1993.
107. Richard G. Redwood, John O. McCutcheon, M. ASCE, “BEAM TESTS WITH UNREINFORCED WEB OPENING” Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST1, pp. 1~17, 1968.1.
108. John E. bower, M. ASCE, “ULTIMATE STRENGTH OF BEAMS WITH RECTANGULAR HOLES” Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST6, pp. 1315~1338, 1968.6.
109. Richard G. Redwood, PH.D. CEng, “THE STRENGTH OF STEEL BEAMS WITH UNREINFORCED WEB HOLES” Civil Engineering and Public Works Review, 1969.6.
110. Judith G. Congdon, Richard G. Redwood, “PLASTIC BEHAVIOR OF BEAMS WITH REINFORCED HOLES” Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST9, pp. 1933~1955, 1970.9.
112. Peter B. Cooper, Robert R. Snell, Members, ASCE, “TESTS ON BEAMS WITH REINFORCED WEB OPENINGS” Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST3, pp. 611~631, 1972.3.
111. Richard G. Redwood, Hernan Baranda, Michael J. Daly “TESTS OF THIN-WEBBED BEAMS WITH UNREINFORCED HOLES” Journal of the structural division, proceedings of the ASCE, No. ST3, pp. 577~595, 1978.3.
112. Richard G. Redwood, S. C. Shrivastava “DESIGN RECOMMENDATIONS FOR STEEL BEAMS WITH WEB HOLES” National Research Council of Canada, pp. 1~50. 1980.8.
113. David Darwin, “STEEL AND COMPOSITE BEAM WITH WEB OPENING” ASIC. 1985.
114. 농림수산부, 농어촌진흥공사, 온실구조 설계기준, 1995. 5.
115. 농림수산부, 농어촌진흥공사, 한국형 유리온실 표준설계도, 1997.12.
116. 대한건축학회, 강구조계산규준 및 해설, 1983.
117. DIN 4114, STAHL IM HOCHBAU
118. AISI, Cold-Formed Steel Design Manual, Washington, D.C., 1986.

여 백

부 록

여 백



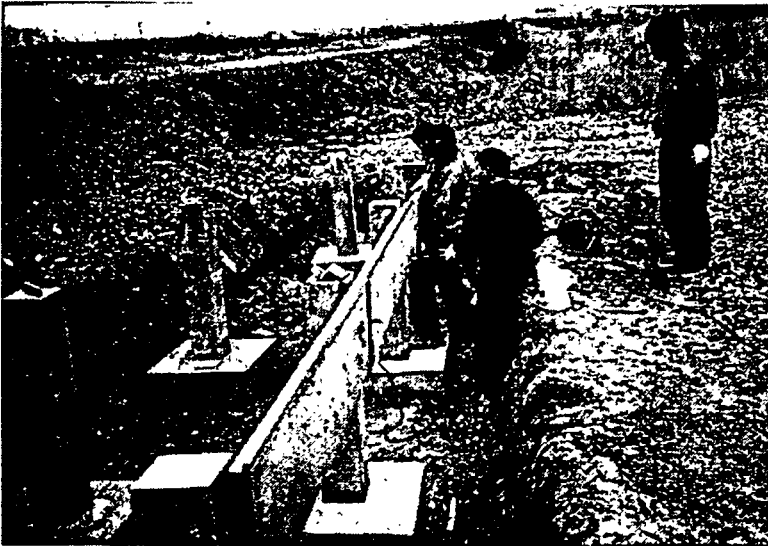
(a) 터파기 및 레벨 작업



(b) 기초판 현장 배치



(c) 기초 기둥 세우기



(d) 기초 패널 설치 작업

'95현장애로연구 기술개발 사업

한국형 경량화 유리온실 설계도

□ 목 차

I . 와이드스판 (WIDE SPAN) 형 유리온실

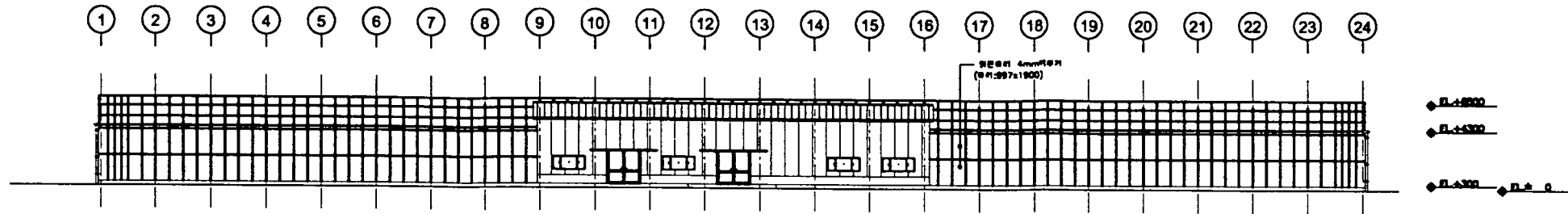
II . 벤로 (VENLO) 형 유리온실

**I . 와이드스판 (WIDE SPAN) 형 유리온실
-span;9.0M**

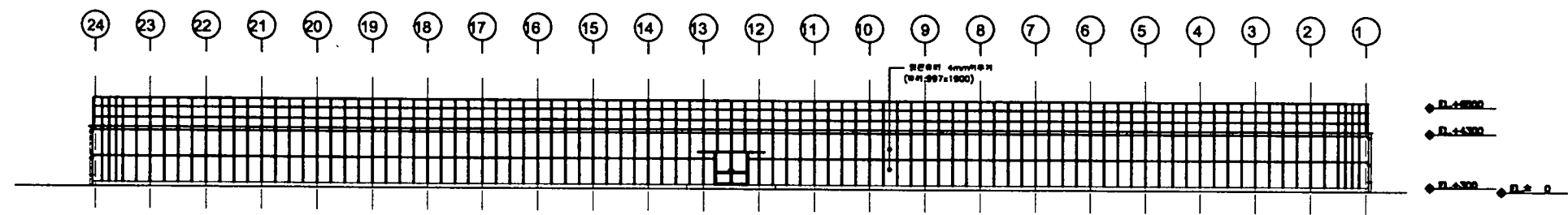
도 면 목 록 표

와이드스판형 유리온실

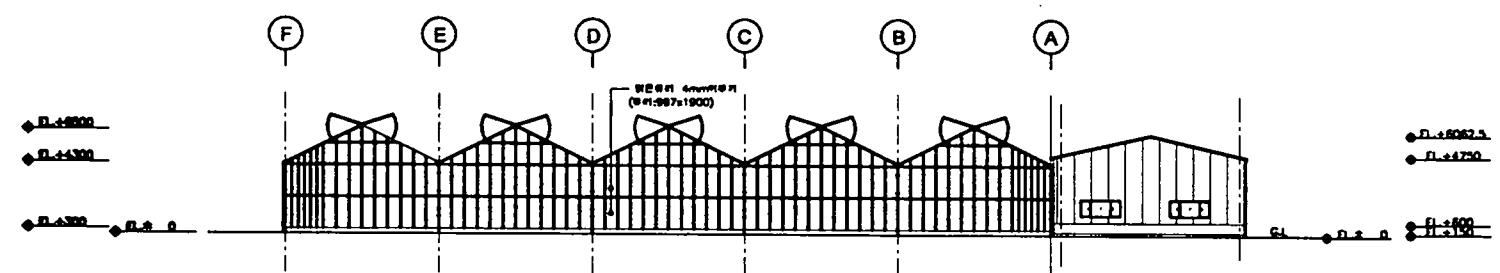
도 면 번 호	도 면 종 류	축 척	도 면 번 호	도 면 종 류	축 척
A 01	입 면 도	1/450	A 13	커텐 마감철물 상세도	1/60
A 02	평 면 도	1/450	A 14	흙통 상세도	1/5
A 03	기초 평면도	1/450	A 15	기초 상세도	NONE
A 04	지붕층 평면도	1/450	A 16	기초 판넬접합 상세도	NONE
A 05	단면 상세도	1/60	A 17	벽단면 상세도	1/3
A 06	구조 입면도	1/250	A 18	용마루부분 상세도	1/3
A 07	지붕층 구조도	1/450	A 19	POST 상세도 1	NONE
A 08	트러스 상세도	1/40	A 20	POST 상세도 2	NONE
A 09	부분 상세도	1/60	A 21	POST 상세도 3	NONE
A 10	수직브레싱 상세도	1/70	A 22	POST 상세도 4	NONE
A 11	수평브레싱, 출입문 상세도	1/50	A 23	POST 상세도 5	NONE
A 12	골조 상세도	1/12			



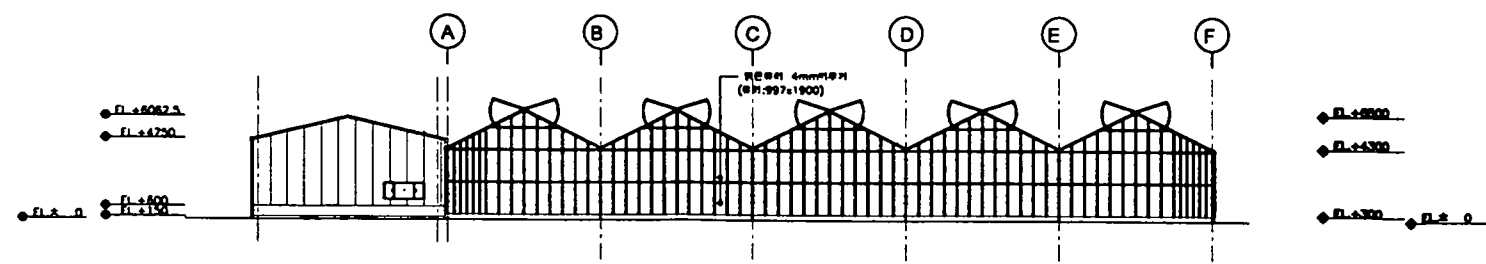
정면도
축척 : 1/450



배면도
축척 : 1/450



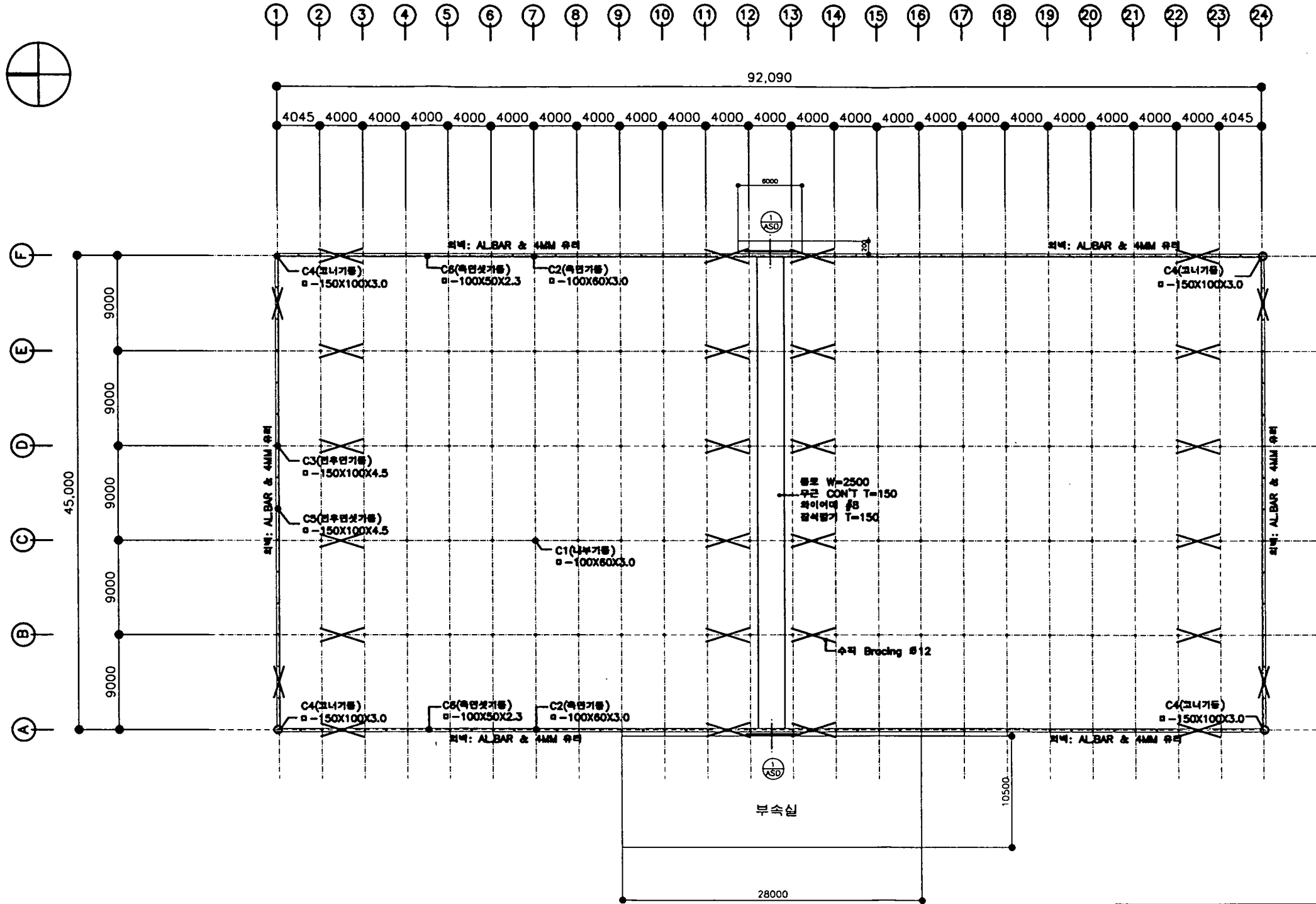
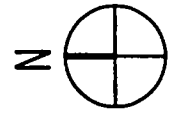
좌측면도
축척 : 1/450



우측면도
축척 : 1/450

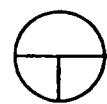
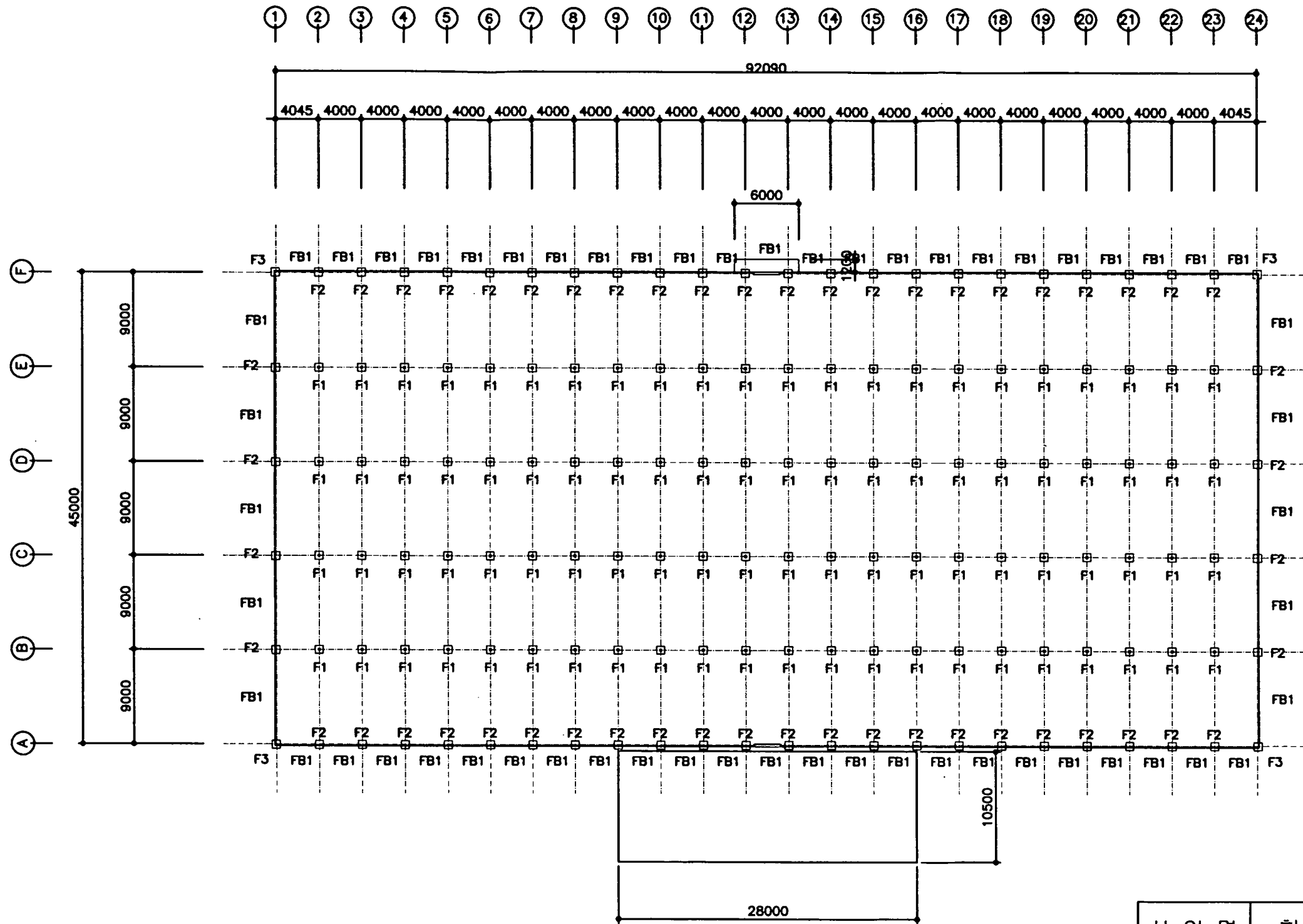
* NOTE
축장은 필요에따라 선택적용 할 수 있음

사업명	현장애로연구사업
도면명	입면도
도면번호	A01



평면도
S=1/450

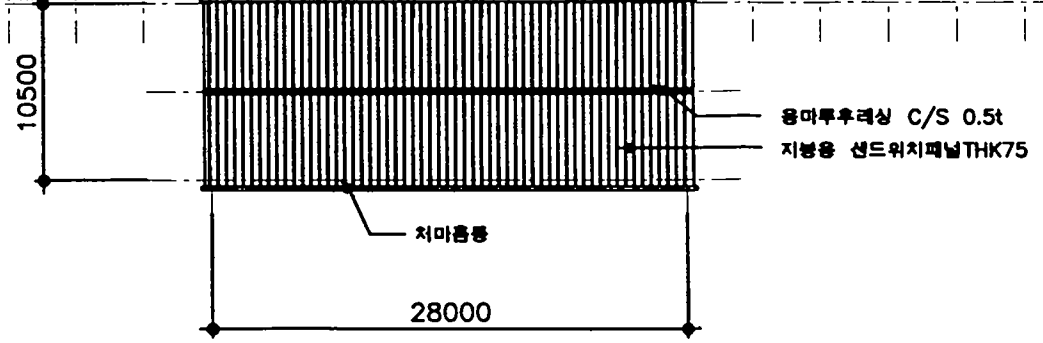
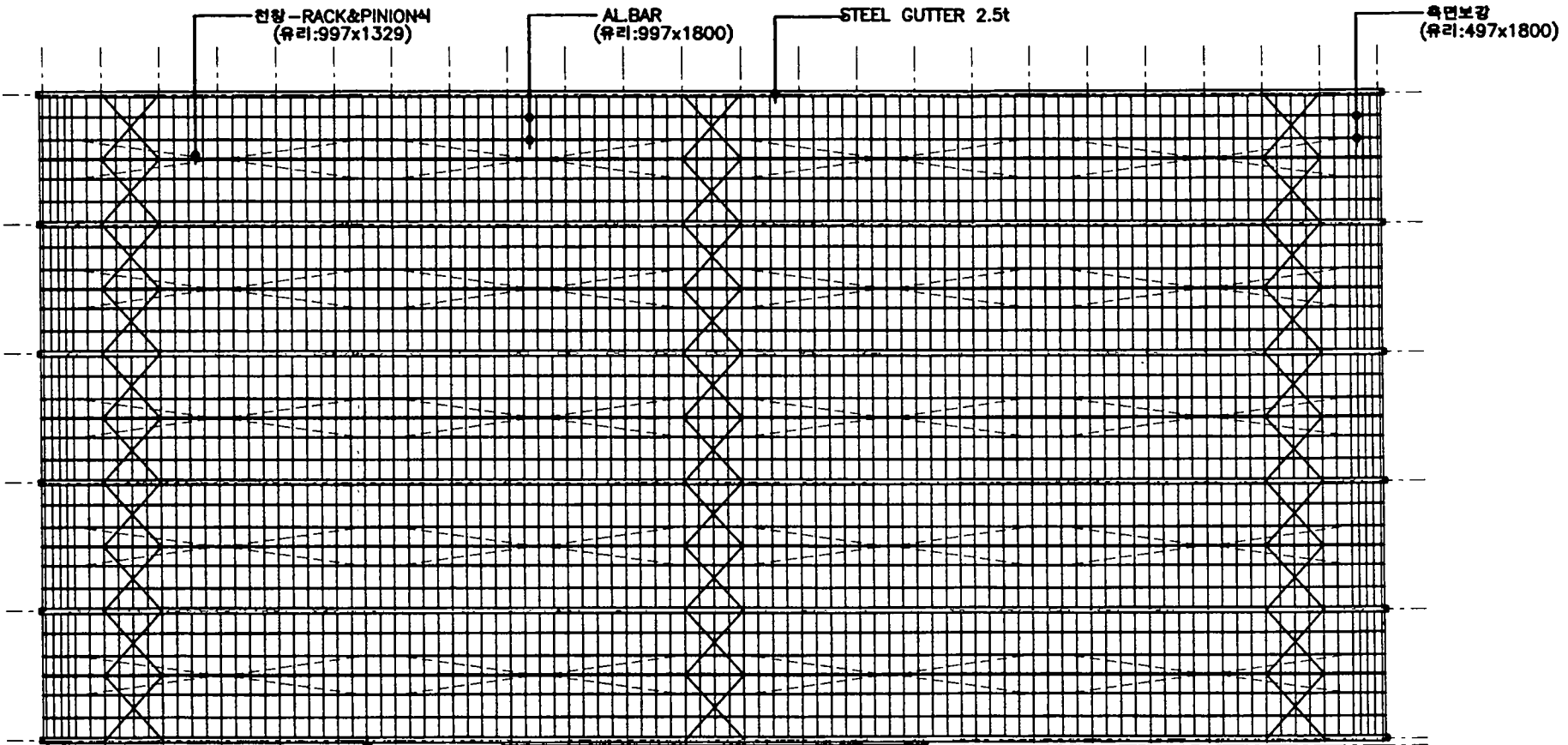
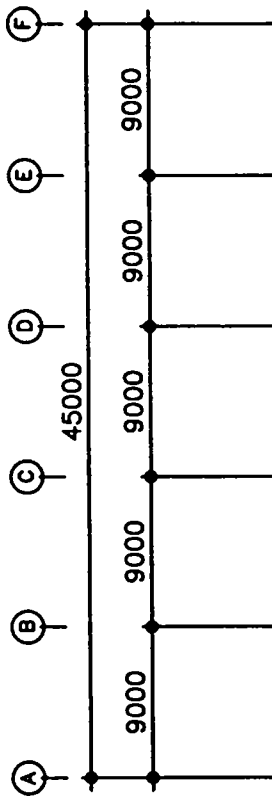
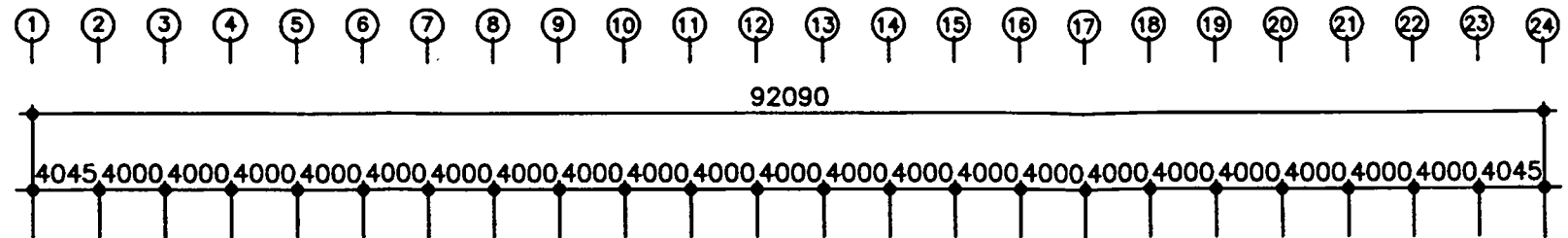
사업명	현장애로연구사업
도면명	평면도
도면번호	A02



기 초 평 면 도

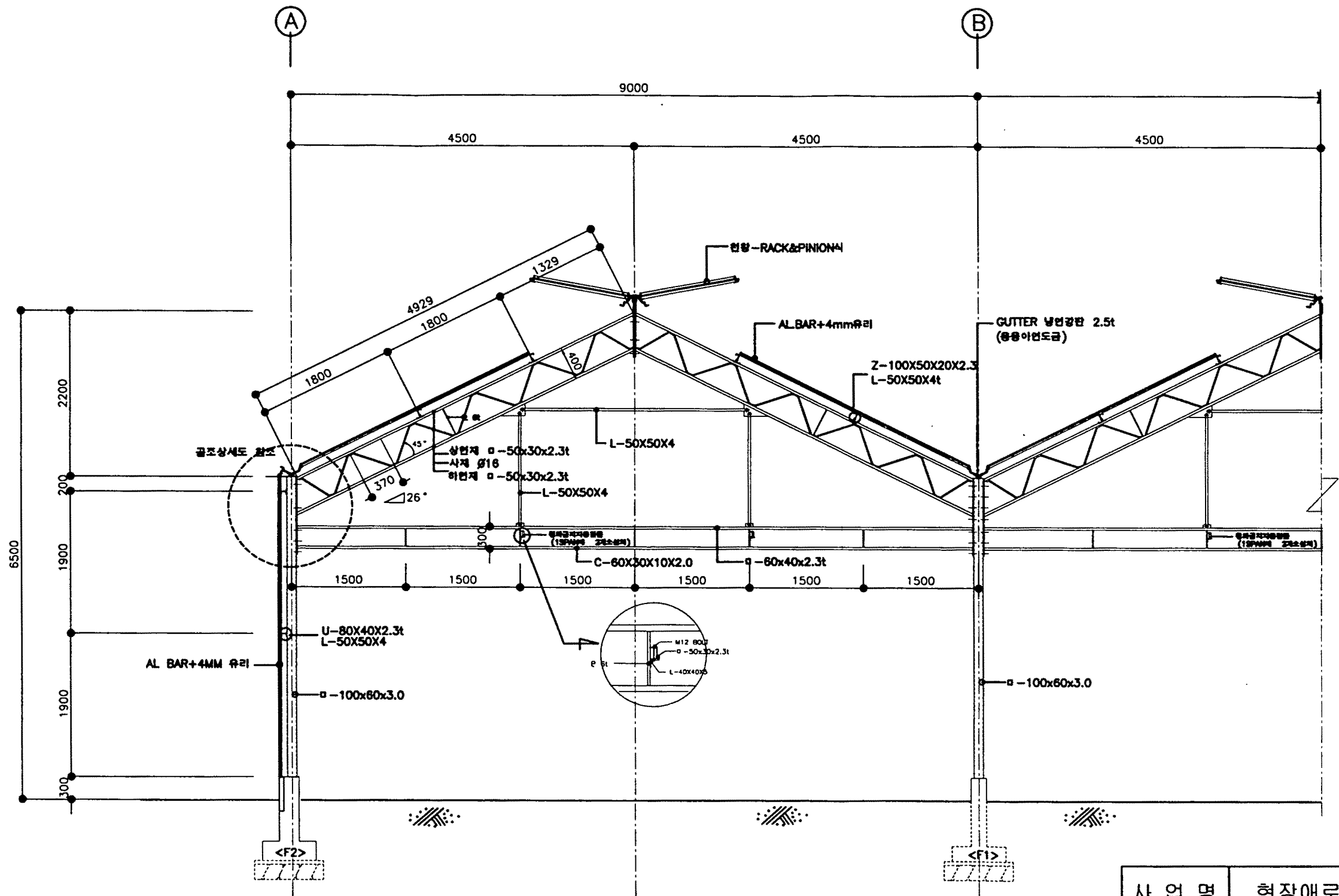
축척 : 1/450

사 업 명	현장애로연구사업
도 면 명	기초 평면도
도면번호	A03



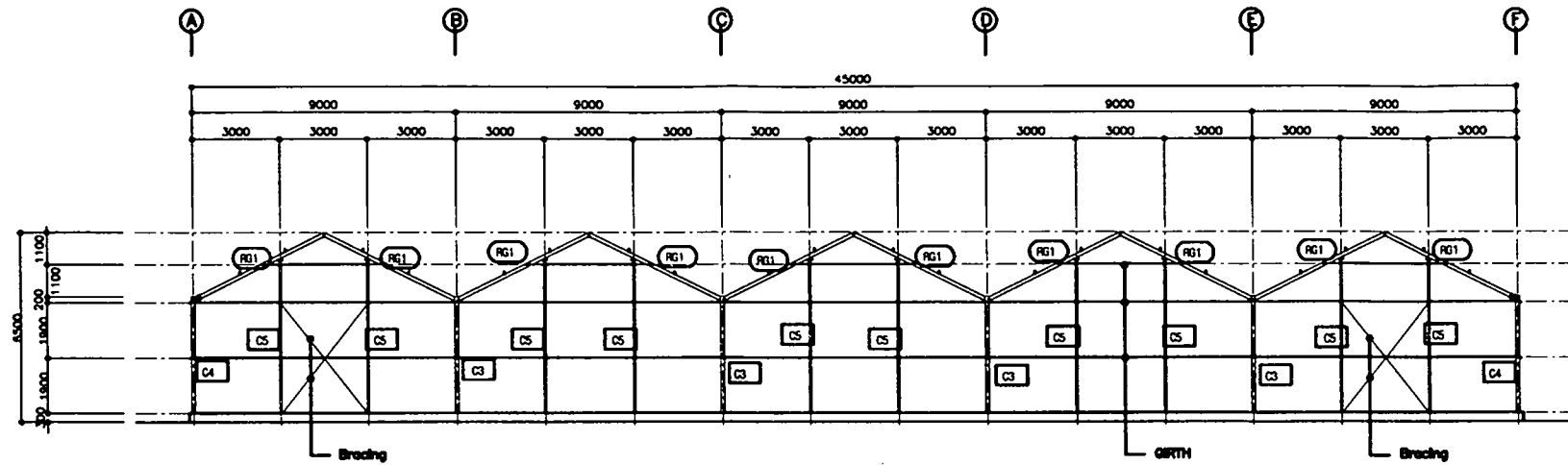
지붕층 평면도
축척 1/450

사업명	현장애로연구사업
도면명	지붕층 평면도
도면번호	A04



단면 상세도
S=1/60

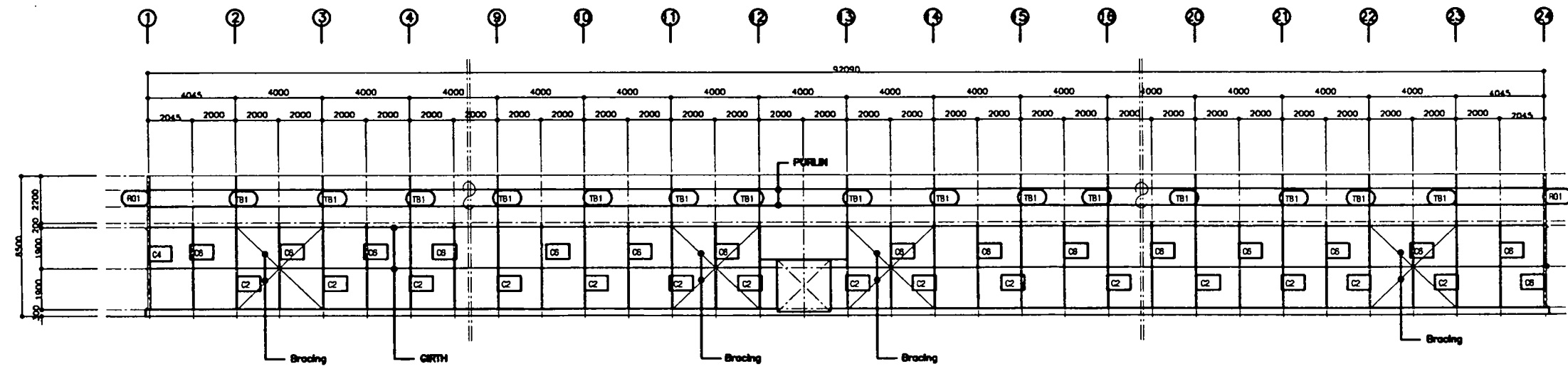
사업명	현장애로연구사업
도면명	단면 상세도
도면번호	A05



NOTE: 본 도면의 부재는 거점함을 기준으로 작성하였으며
 연속된 부재는 삼각표로 표시

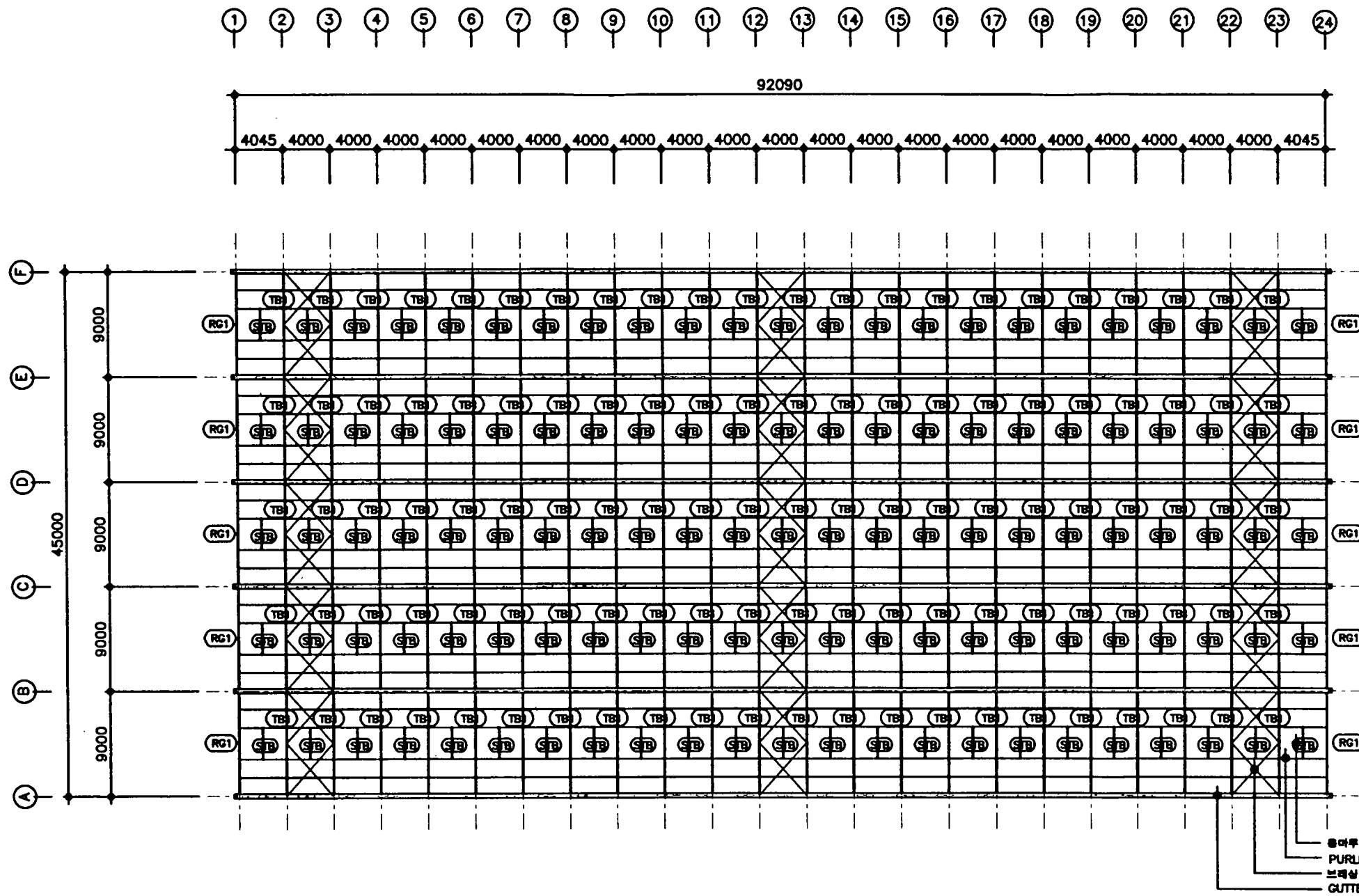
부재 명 명 표	
C2	□-100X80X3.0
C3	□-150X100X4.5
C4	□-150X100X3.0
C5	□-150X100X4.5
C6	□-100X50X2.3
RG1	□-150X100X3.0
TB1	상판재 □-50X30X2.3
	사재 φ 16
	하판재 □-50X30X2.3
PURLIN	Z-100X50X20X2.3
GIRTH	U-80X40X2.3
Bracing	φ 12

전후면 구조입면도
 S=1/250



측면 구조입면도
 S=1/250

사업명	현장애로연구사업
도면명	구조 입면도
도면번호	A06

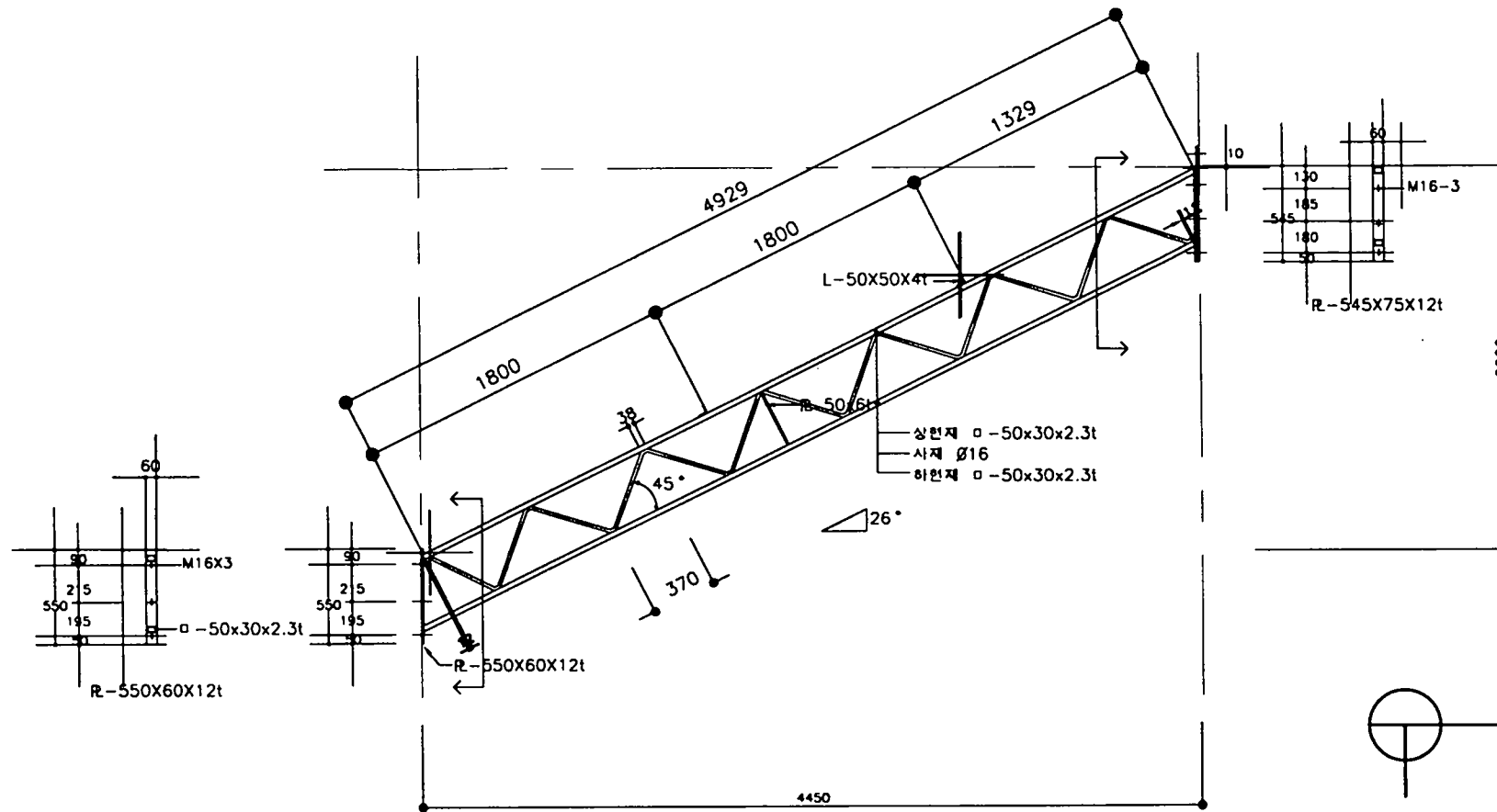


NOTE: 본 도면의 부재는 가변형을 기준으로 작성하였으며
 동속성 부재는 설계계요 참조

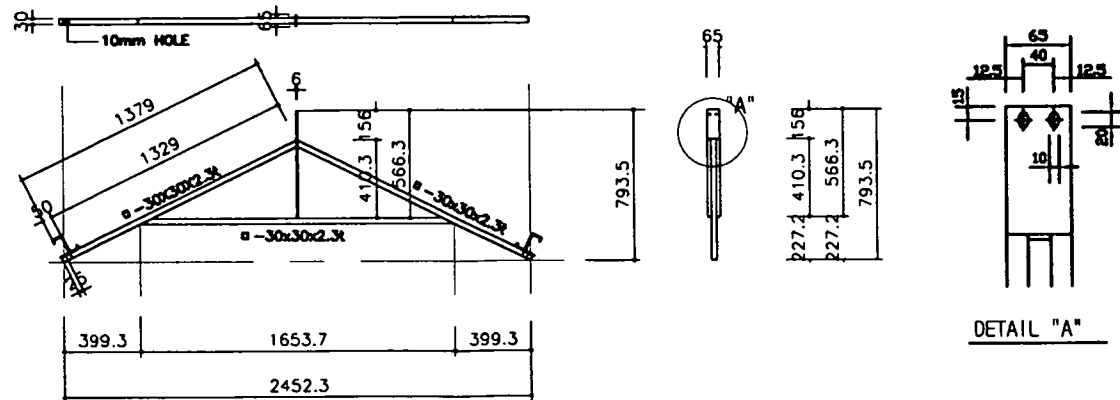
부재명	
RG1	□-150X100X3.0
TB1	상면재 □-50X30X2.3
	사계 ∅ 16
	하면재 □-50X30X2.3
STB	□-30X30X2.3
PURLIN	Z-100X50X20X2.3
Bracing	∅ 12

지붕층 구조도
 축척 1/450

사업명	현장애로연구사업
도면명	지붕층 구조도
도면번호	A07

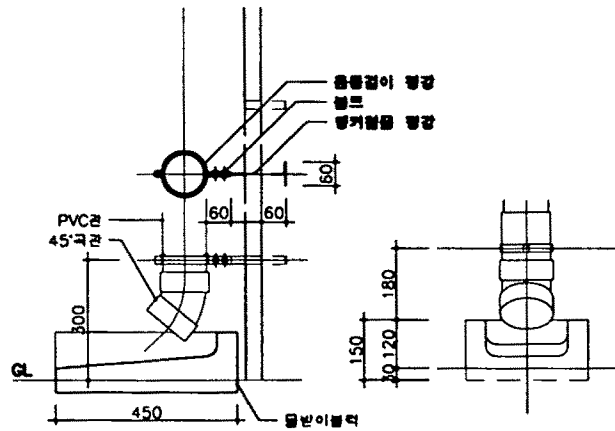


트러스 상세도
 축척 : 1/40



용마루 지지대 상세도
 축척 : 1/40

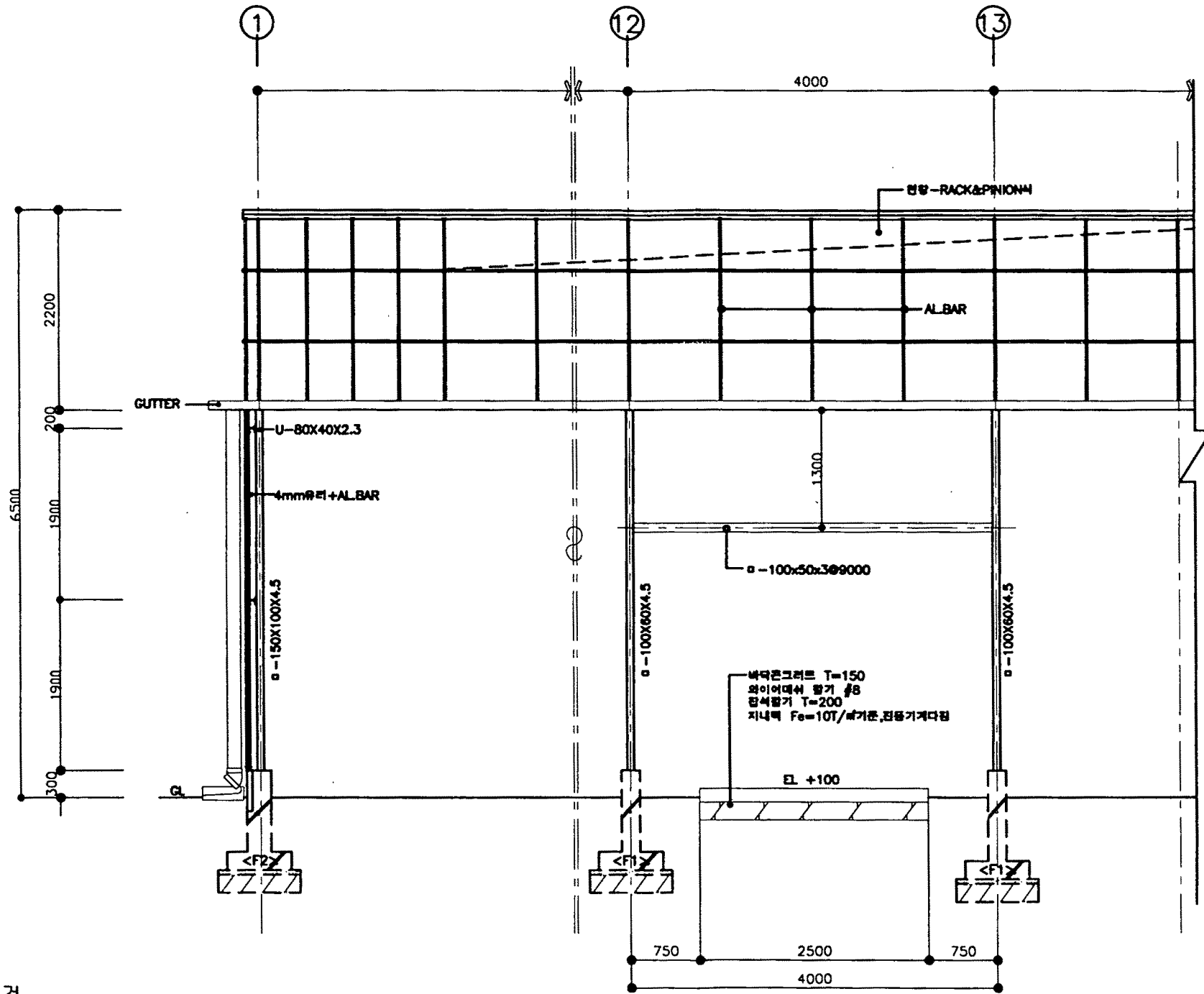
사업명	현장애로연구사업
도면명	트러스 상세도
도면번호	A08



플라이블럭 조 상세

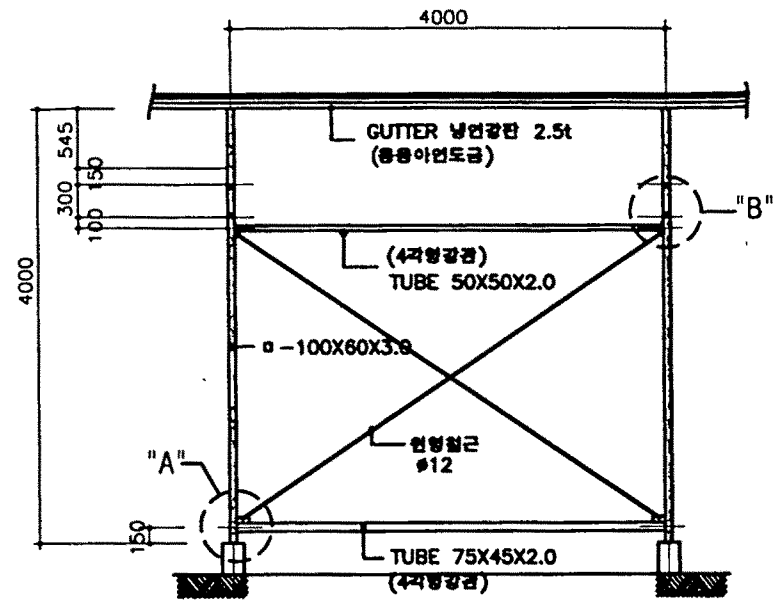
처마용통 배수길이에 따른 선용통의 적용조건

용통 배수 길이	선용통 규격
40m 이하	φ 125
60m 이하	φ 150

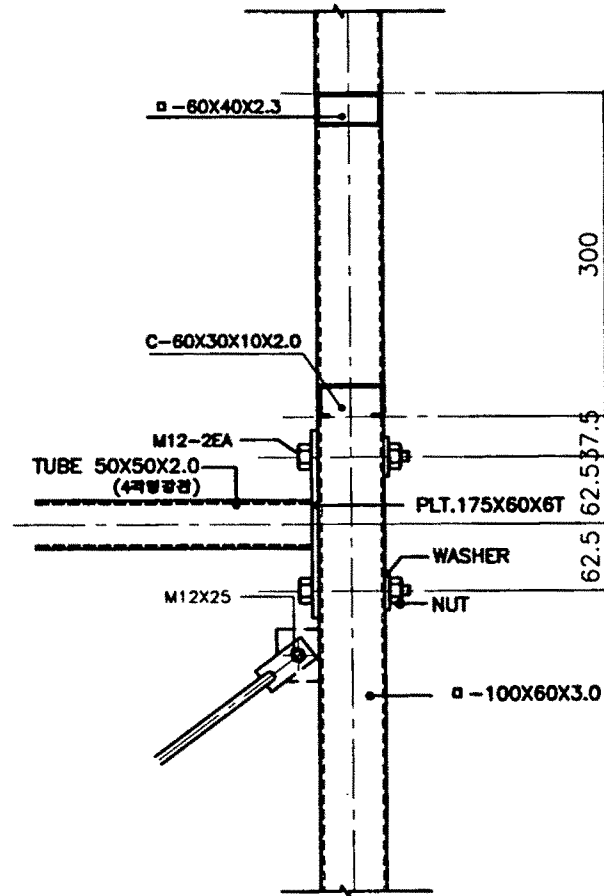


부분 상세도
S=1/60

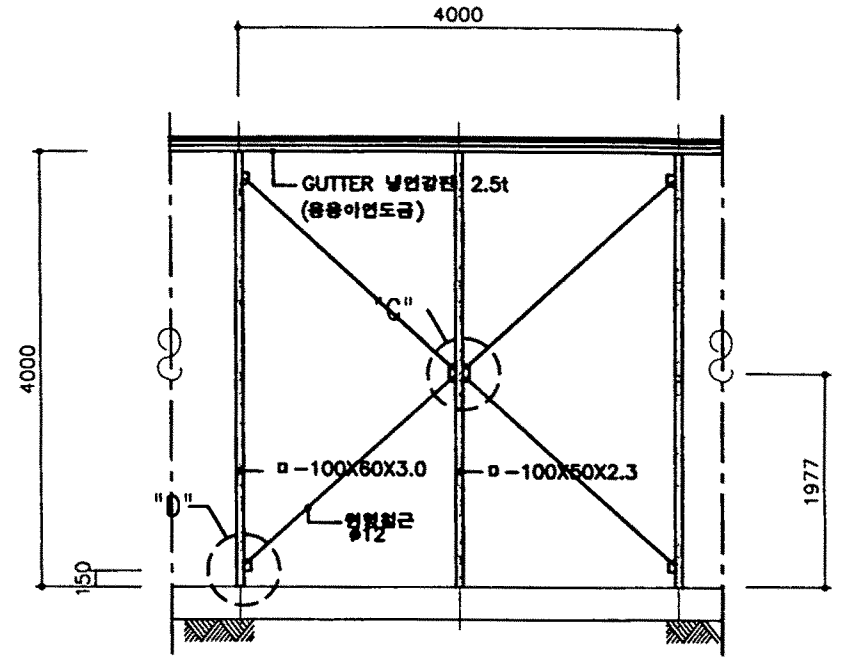
사업명	현장애로연구사업
도면명	부분 상세도
도면번호	A09



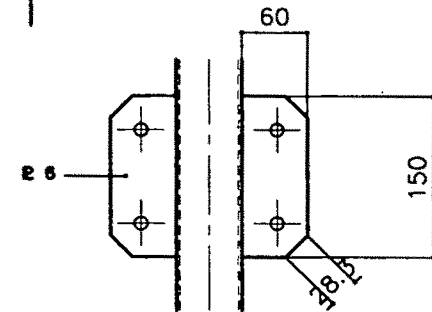
1 내부 수직브래싱 상세도
SCALE : 1/70



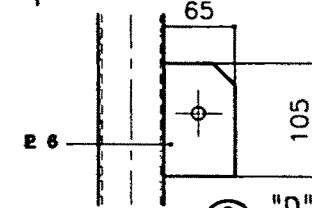
3 "B"부분 상세도
SCALE : 1/7



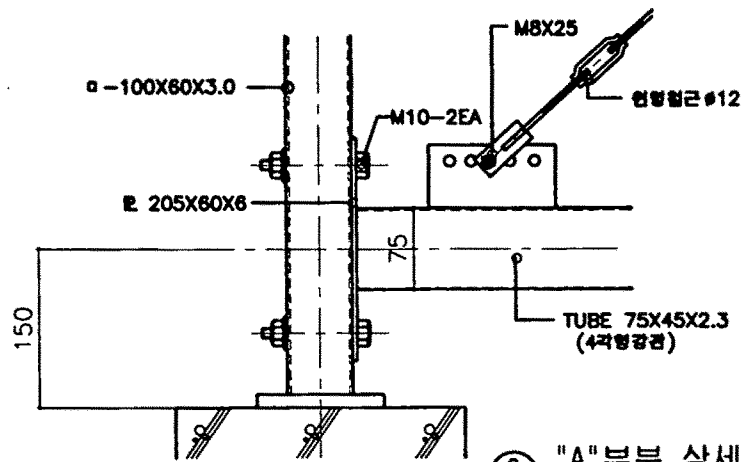
1 외부 수직브래싱 상세도
SCALE : 1/70



1 "C"부분 상세도
SCALE : 1/7

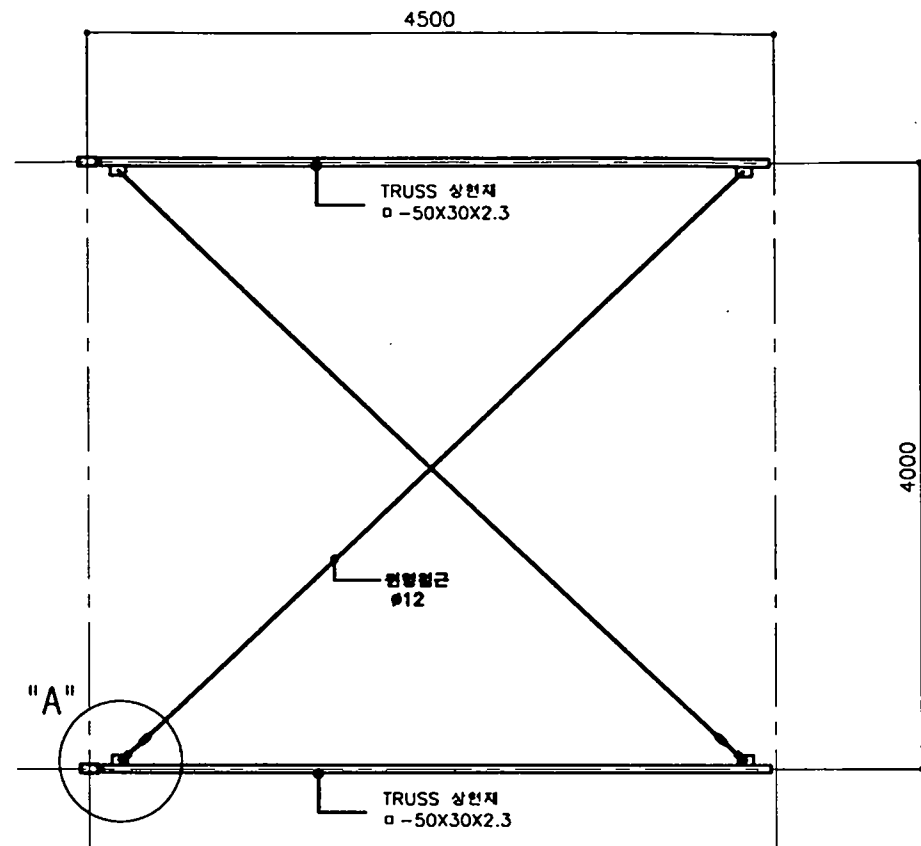


2 "D"부분 상세도
SCALE : 1/7

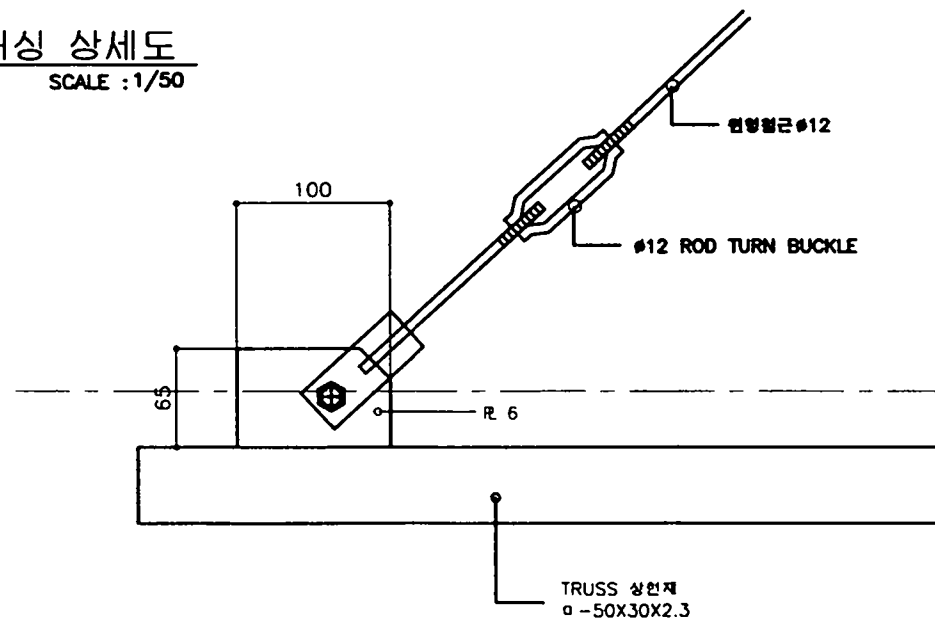


2 "A"부분 상세도
SCALE : 1/7

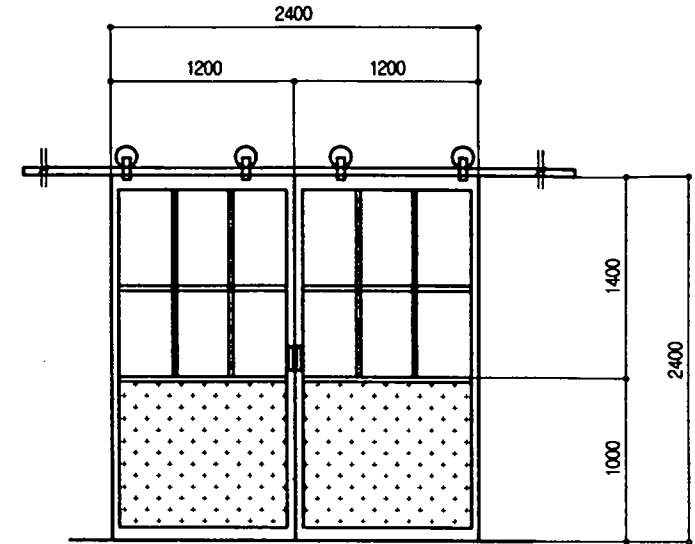
사업명	현장애로연구사업
도면명	수직브래싱 상세도
도면번호	A10



① 수평브래싱 상세도
SCALE : 1/50



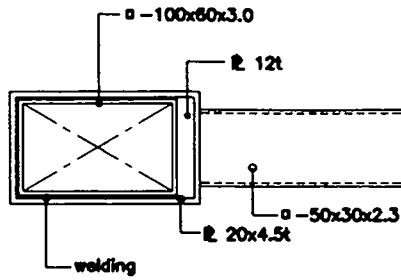
② "A"부분 상세도
SCALE : 1/5



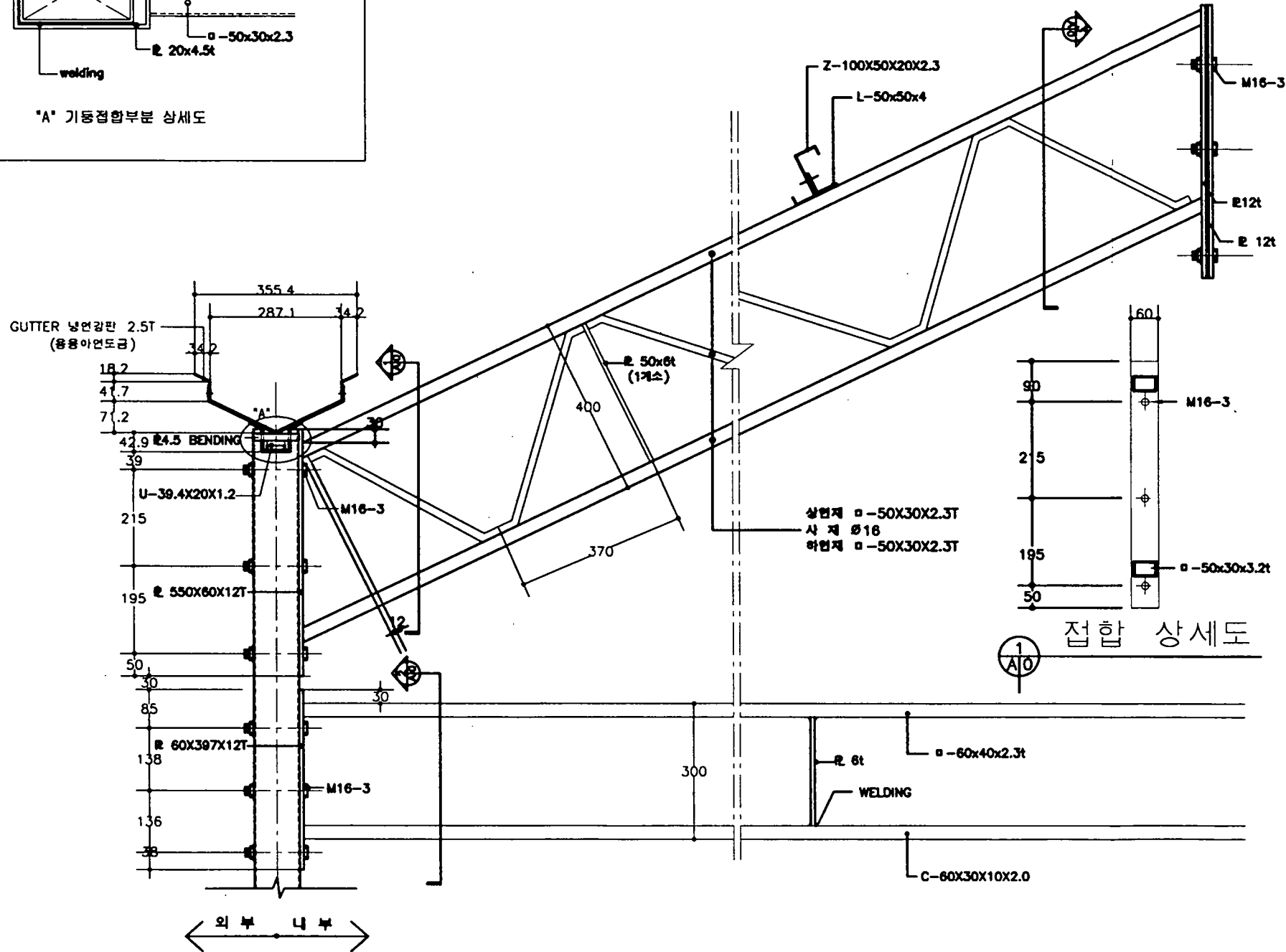
① ASD	명 칭	알루미늄 행거도어
	마 감	AL 연보판복층 , 유리(4m/m)
	철 들	마감 철물 입점
	개 소	2 개 소

① 출입문 상세도
SCALE : 1/50

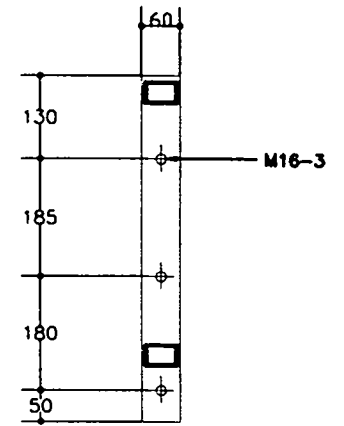
사 업 명	현장애로연구사업
도 면 명	수평브래싱, 출입문 상세도
도면번호	A11



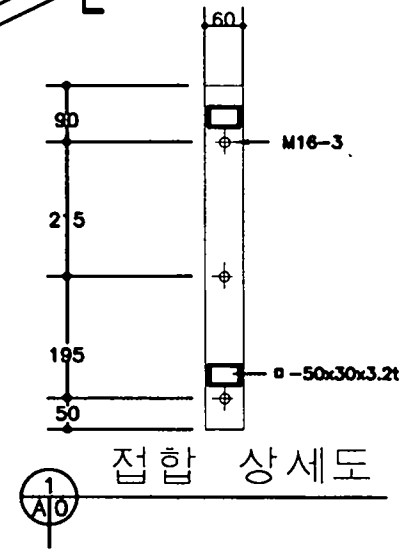
"A" 기동접합부분 상세도



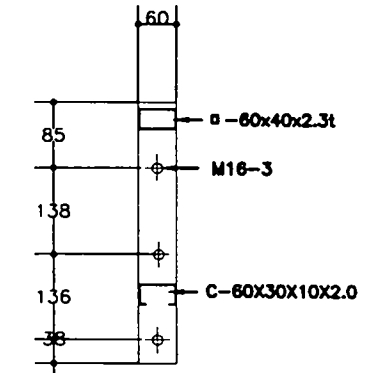
외부 내부



3 A10 접합 상세도



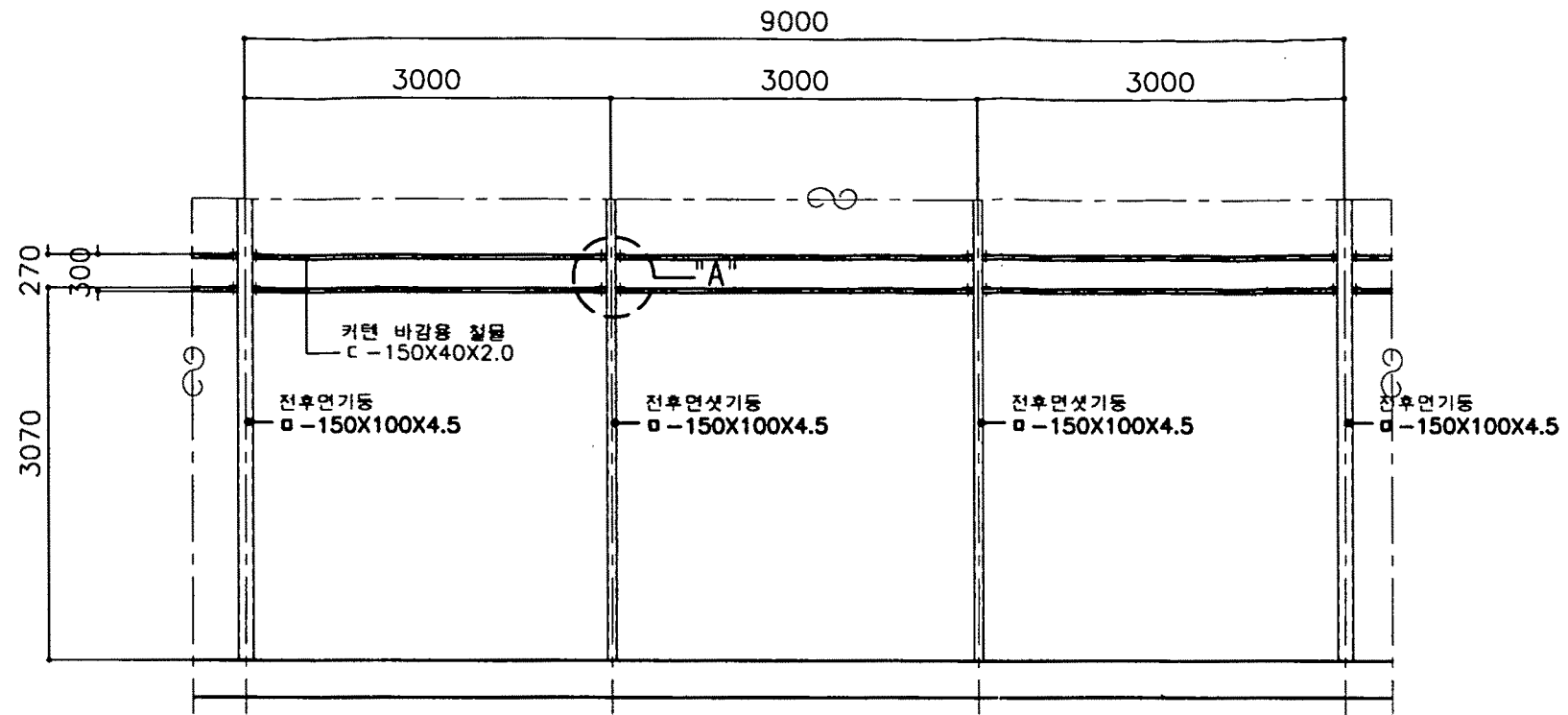
1 A10 접합 상세도



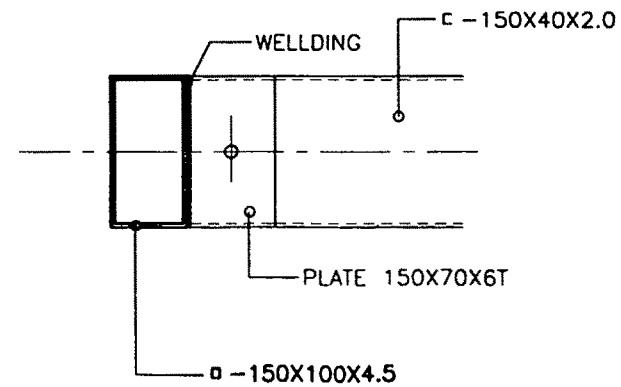
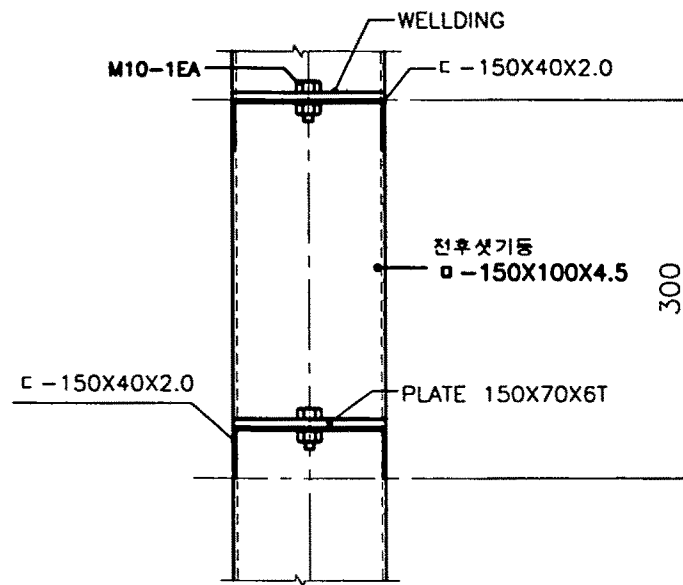
2 A10 접합 상세도

골조 상세도
 SCALE : 1/12

사업명	현장애로연구사업
도면명	골조 상세도
도면번호	A12

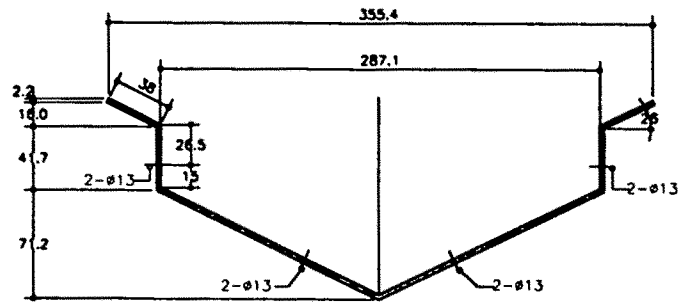


1 커튼 마감철물 상세도
SCALE : 1/60

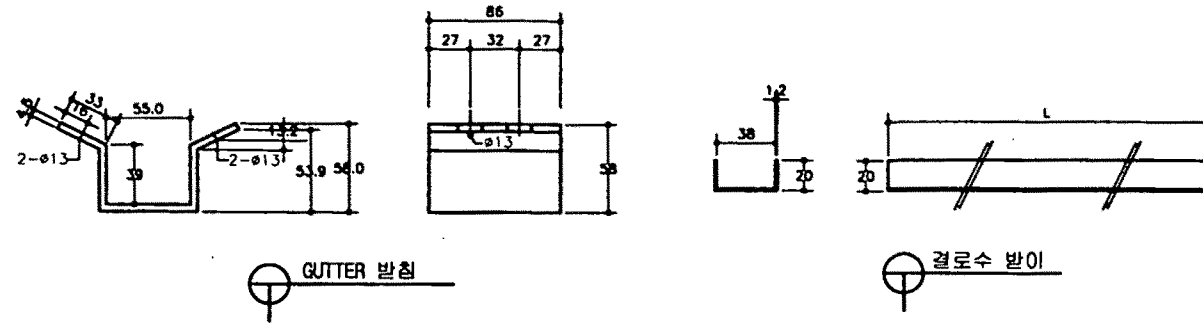


2 "A"부분 상세도
SCALE : 1/6

사업명	현장애로연구사업
도면명	커튼 마감철물 상세도
도면번호	A13

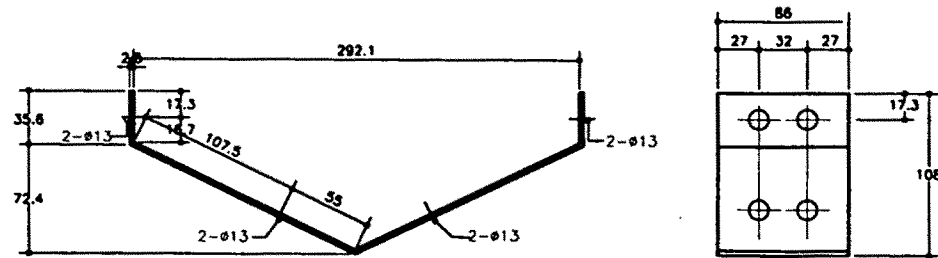


물받이용 홈통 (GUTTER)

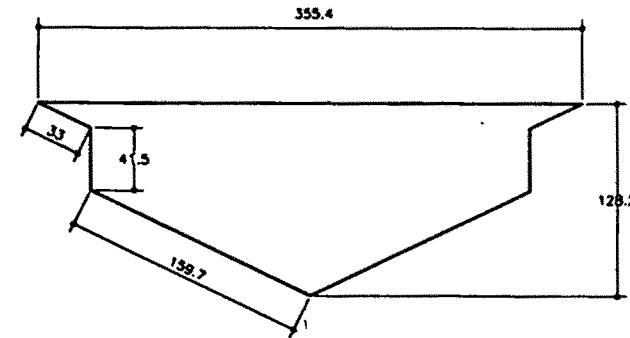


GUTTER 받침

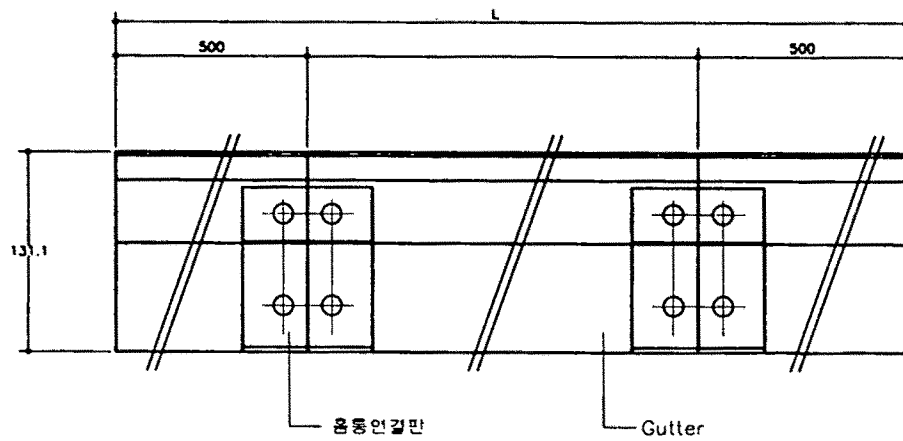
걸로수 받이



물받이용 홈통 연결판



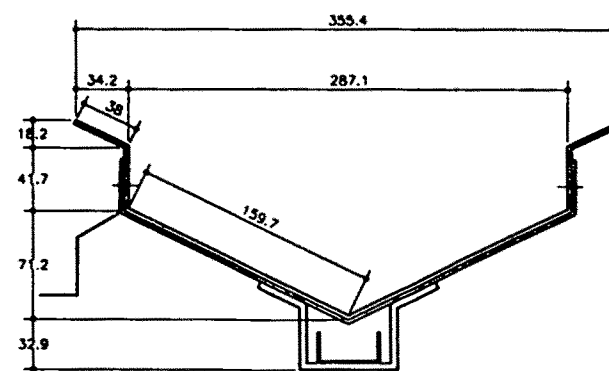
GUTTER CAP



홈통 연결판

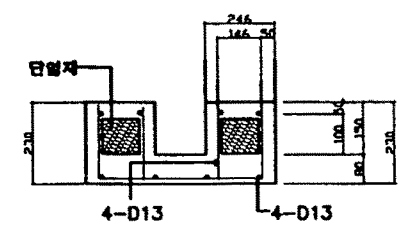
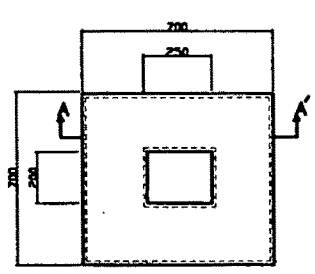
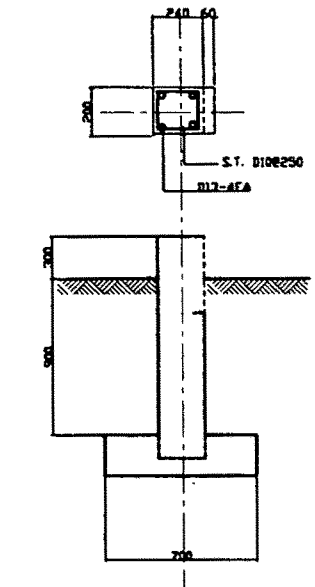
Gutter

홈통부분상세도
SCALE=1/5



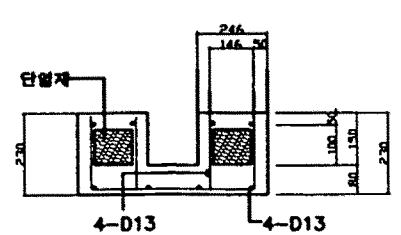
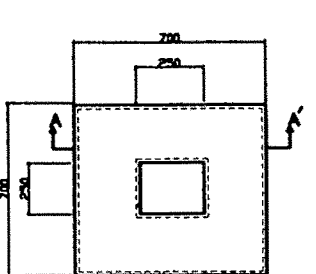
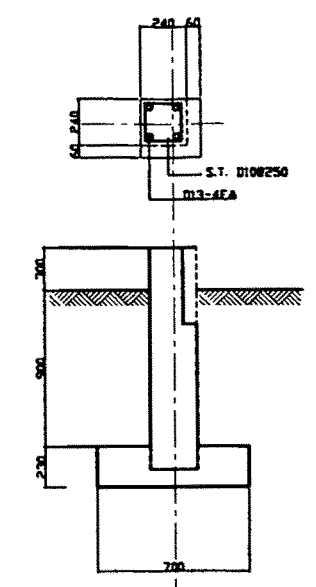
* NOTE
홈통은 용용이연도금 또는 용용55%,
일부미는 이연합금도금강판을 사용할수 있음

사업명	현장애로연구사업
도면명	홈통 상세도
도면번호	A14



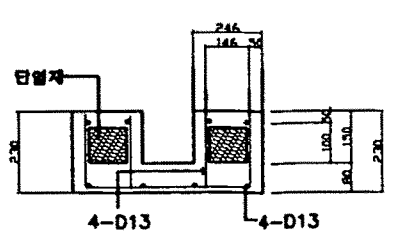
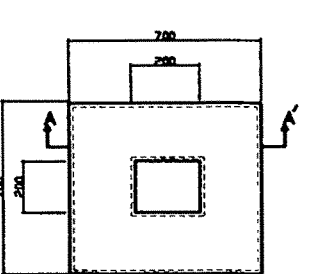
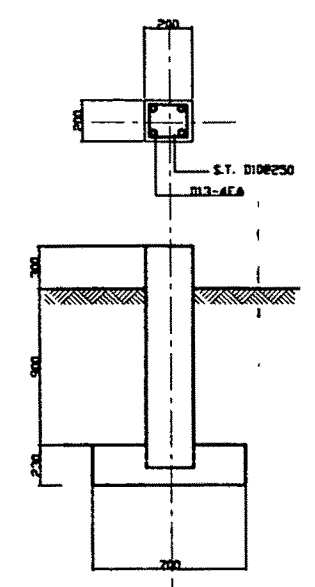
A - A' SECTION

전, 후면, 측면 부분기초(F2)



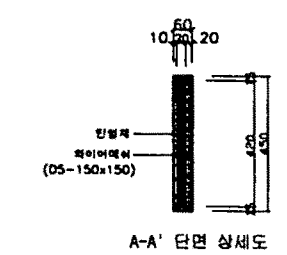
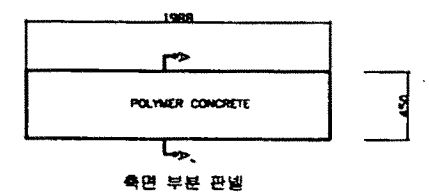
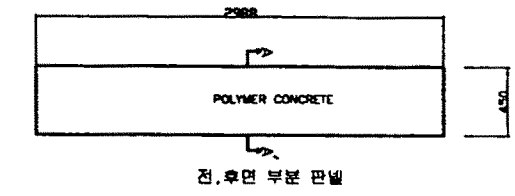
A - A' SECTION

코너부분 기초(F3)



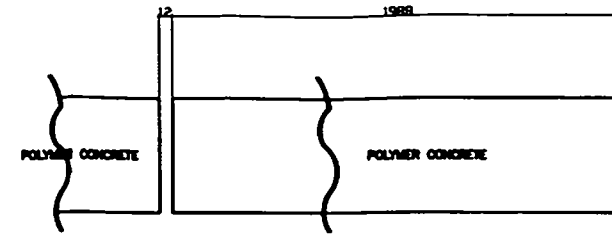
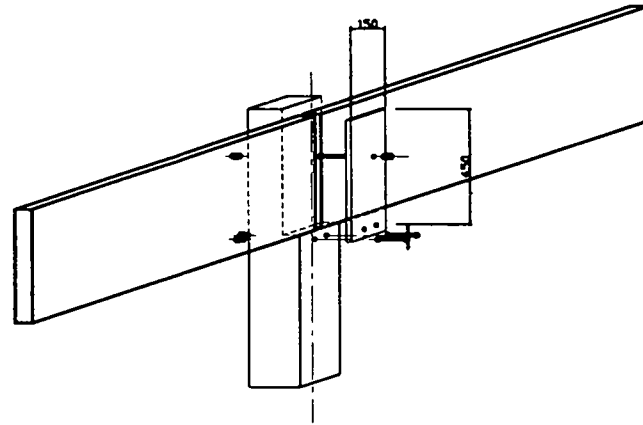
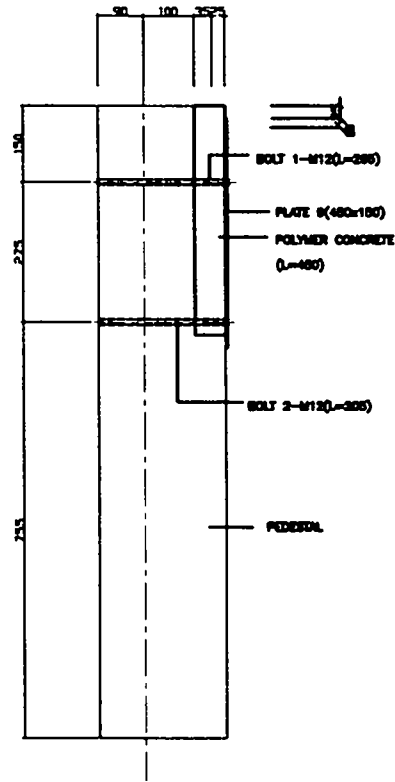
A - A' SECTION

내부독립기초(F1)

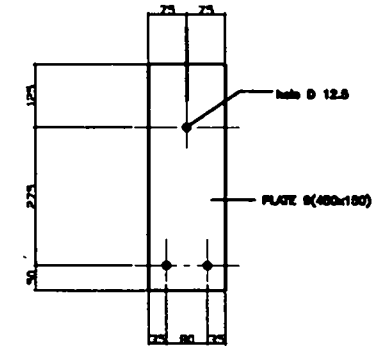


기초판넬 제작도

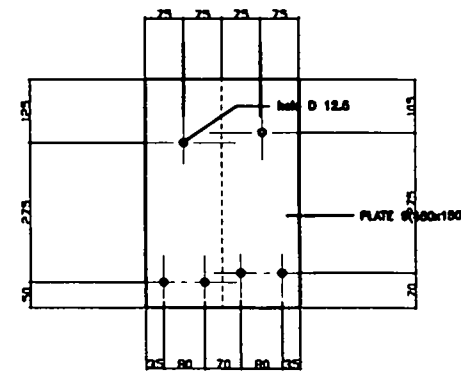
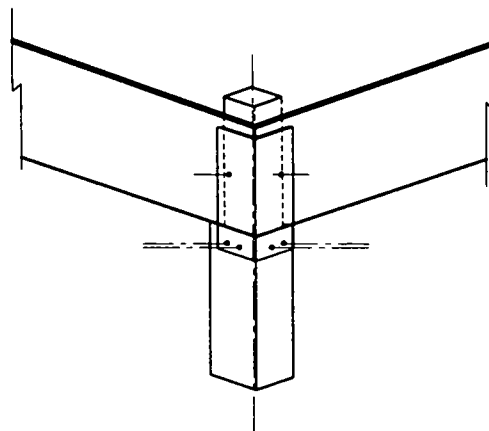
사업명	현장애로연구사업
도면명	기초상세도
도면번호	A15



기초판넬(FB1)

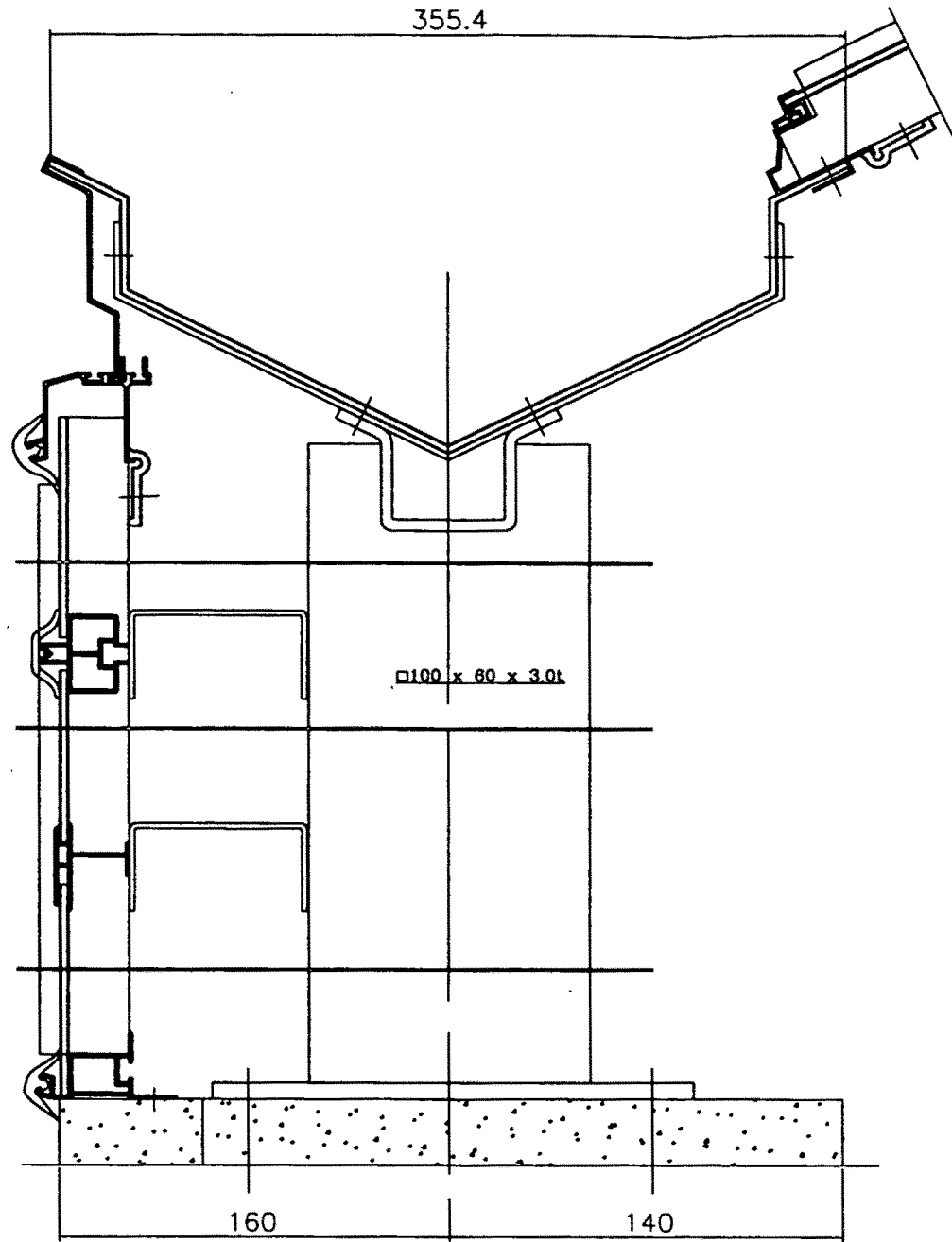


기초 옆판 설치 상세도

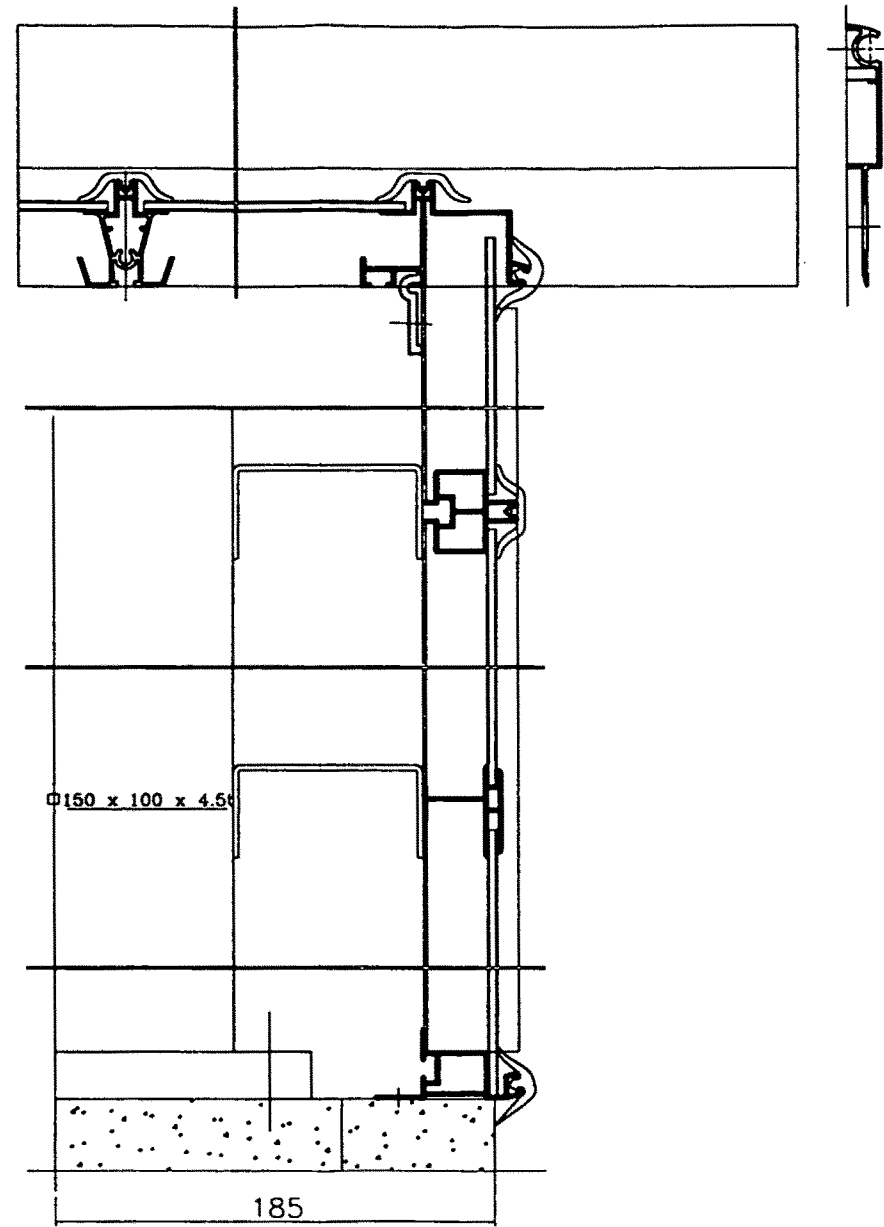


코너 부분 상세도

사업명	현장애로연구사업
도면명	기초판넬접합 상세도
도면번호	A16



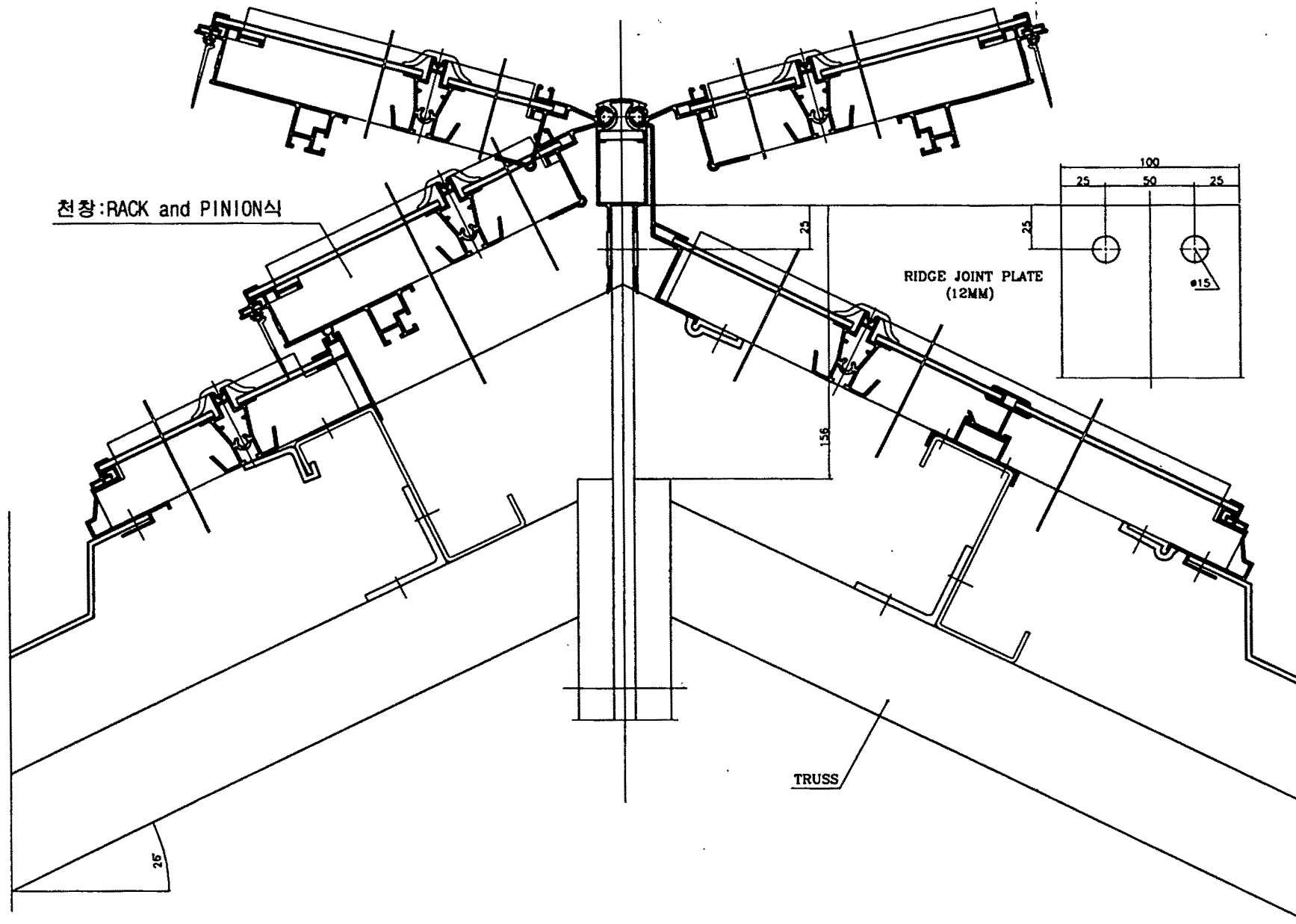
○ 처마부분 벽단면 상세도
S=1/3



○ 박공부분 벽단면 상세도
S=1/3

주)알루미늄 형상은 제작사에 따라 달라질수 있음

사업명	현장애로연구사업
도면명	벽단면 상세도
도면번호	A17



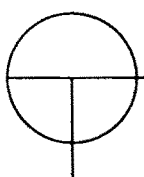
천장: RACK and PINION식

RIDGE JOINT PLATE
(12MM)

TRUSS

25°

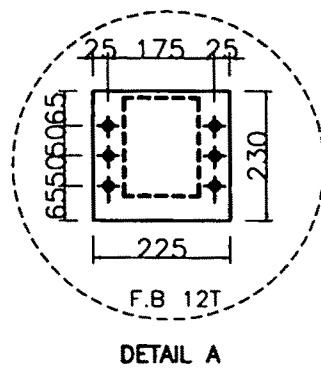
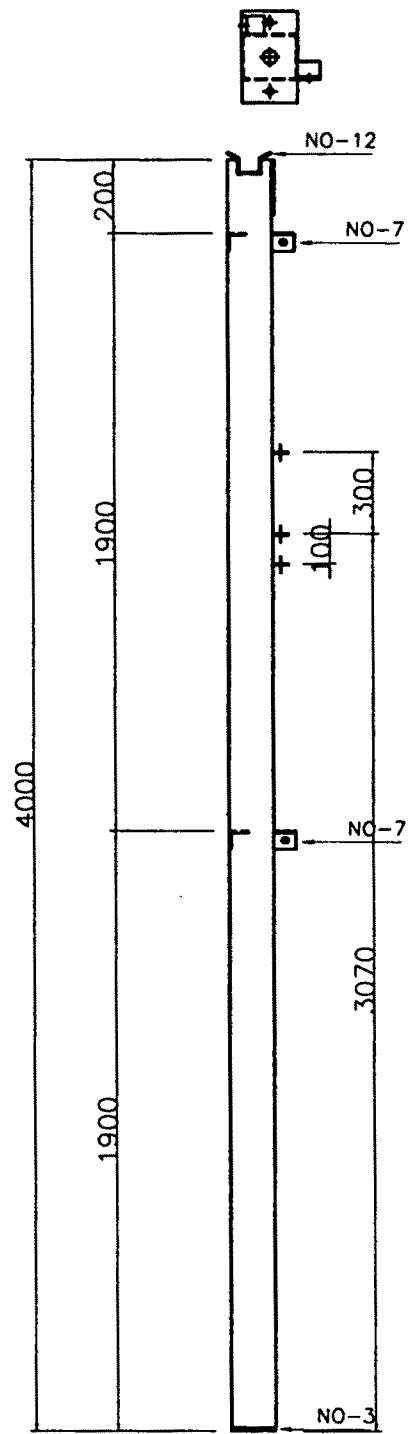
주) 알루미늄 형상은 제작사에 따라 달라질수 있음



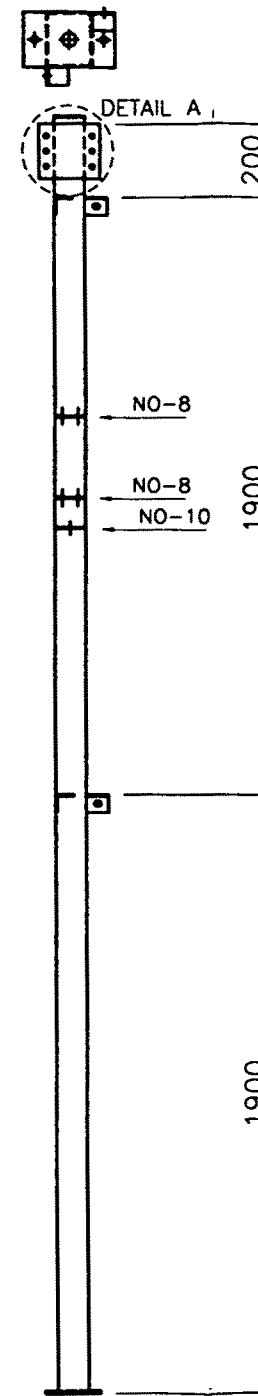
용마루 부분 상세도

S=1/3

사업명	현장애로연구사업
도면명	용마루부분 상세도
도면번호	A18

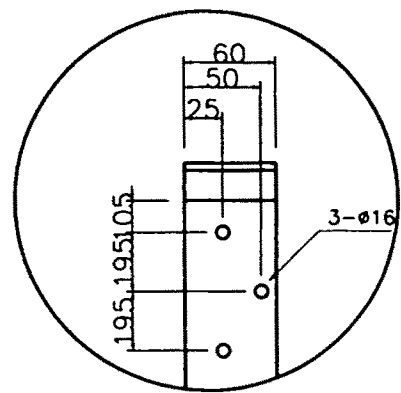
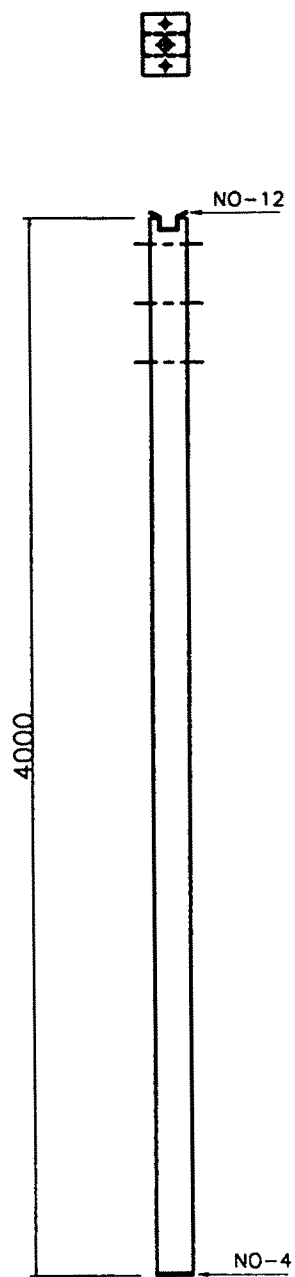


CORNER POST
150X100X3.0T



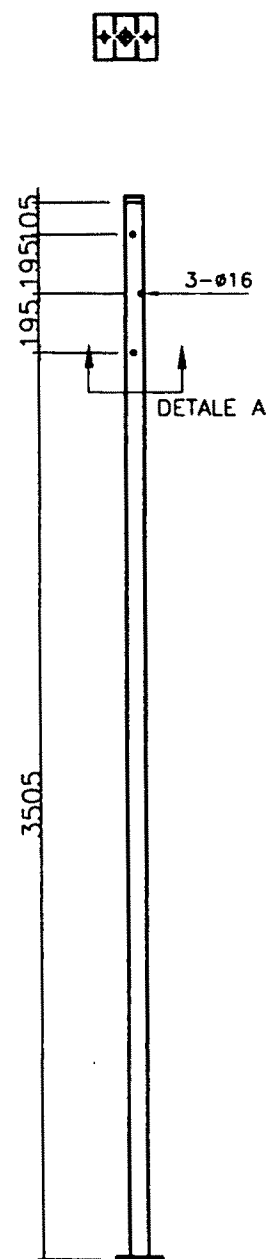
POST 제작도1
NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 1
도면번호	A19



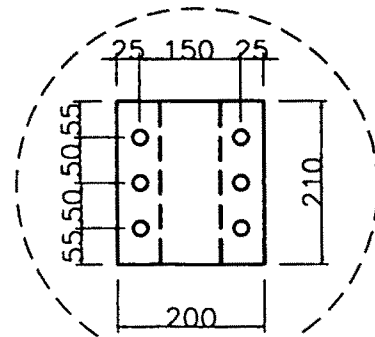
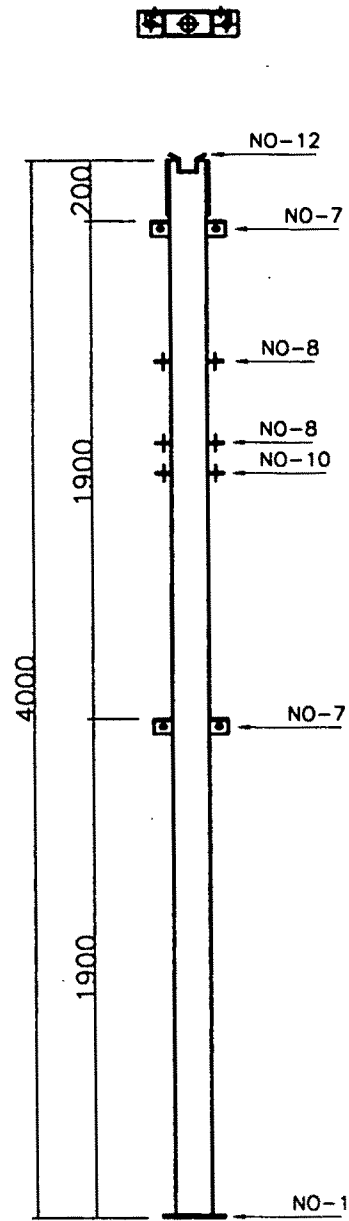
DETALE A

INNER POST
100X60X3.0T



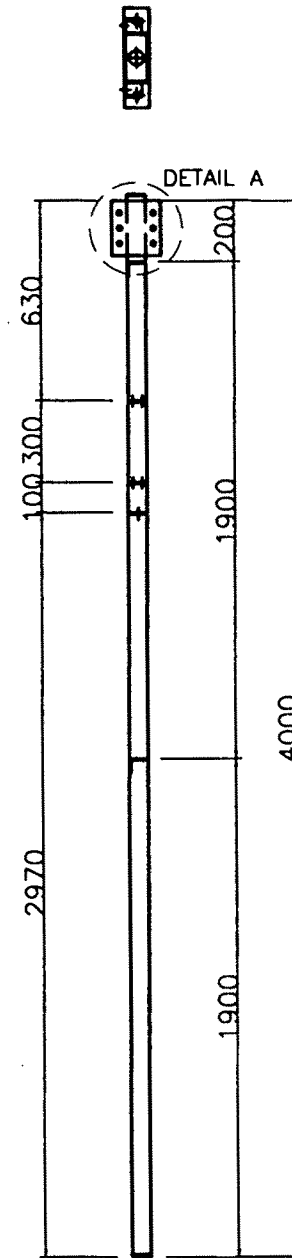
POST 제작도2
NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 2
도면번호	A20



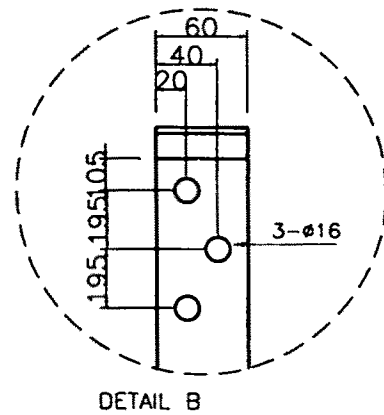
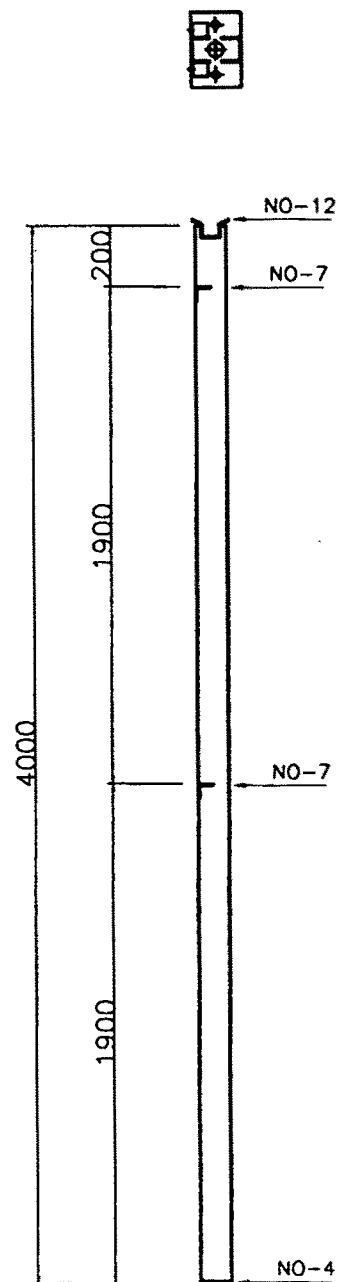
DETAIL A

FRONT POST
150X100X4.5T

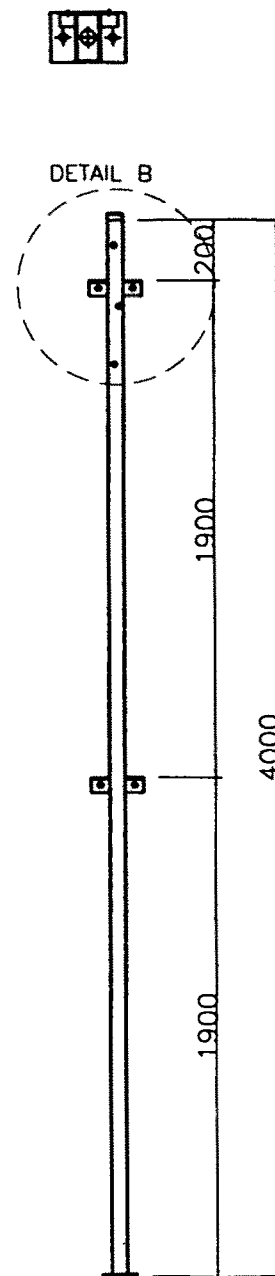


POST 제작도3
NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 3
도면번호	A21

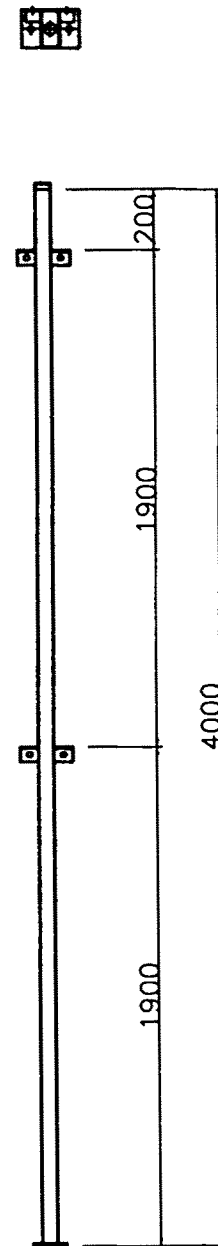
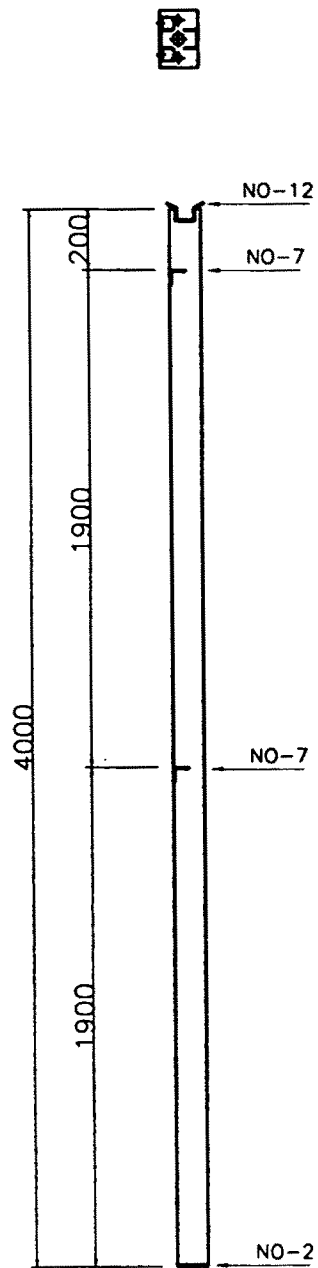


SIDE POST
100X60X3.0T



POST 제작도4
NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 4
도면번호	A22



SIDE MID POST
100X50X2.3T

POST 제작도5
NONE SCALE

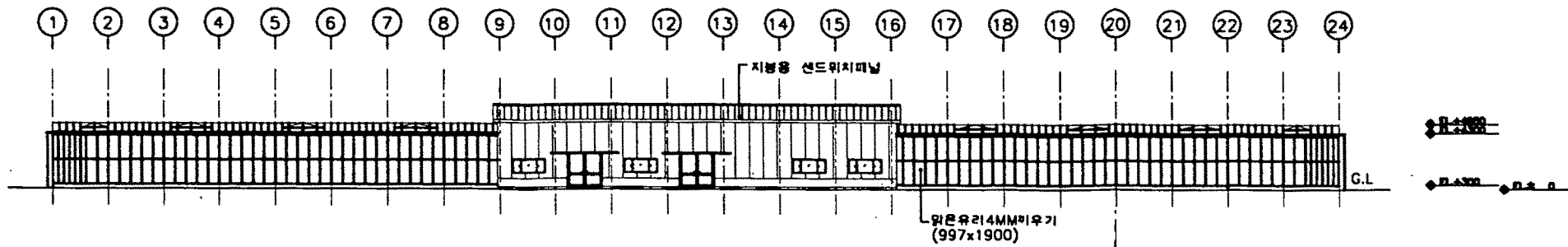
사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 5
도면번호	A23

II. 벤로 (VENLO) 형 유리온실
-span;6.4M

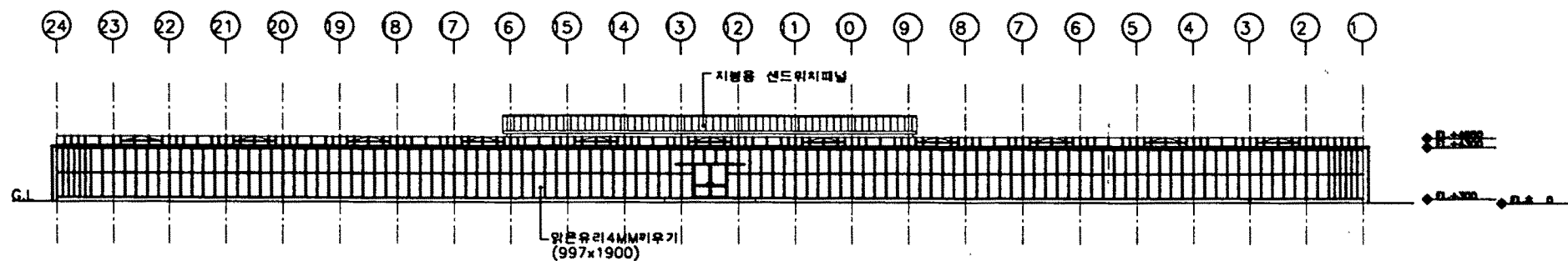
도 면 목 록 표

벤로형 유리온실

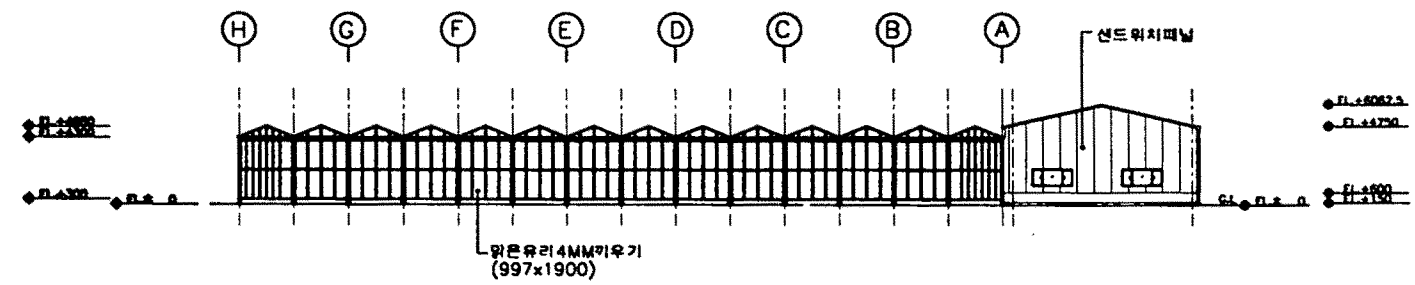
도 면 번 호	도 면 종 류	축 척	도 면 번 호	도 면 종 류	축 척
A 01	입 면 도	1/450	A 13	처마부분 벽단면 상세도	1/2.5
A 02	평 면 도	1/450	A 14	박공부분 상세도	1/2.5
A 03	기초 평면도	1/450	A 15	용마루부분 상세도	NONE
A 04	지붕층 평면도	1/450	A 16	POST 상세도 1	NONE
A 05	단 면 도	1/100	A 17	POST 상세도 2	NONE
A 06	부분 상세도	NONE	A 18	POST 상세도 3	NONE
A 07	수평브레싱, 출입문 상세도	NONE	A 19	POST 상세도 4	NONE
A 08	수직브레싱 상세도	1/80	A 20	POST 상세도 5	NONE
A 09	트러스 상세도	1/30			
A 10	커텐마감철물 상세도	1/60			
A 11	기초 상세도	NONE			
A 12	기초 판넬접합 상세도	NONE			



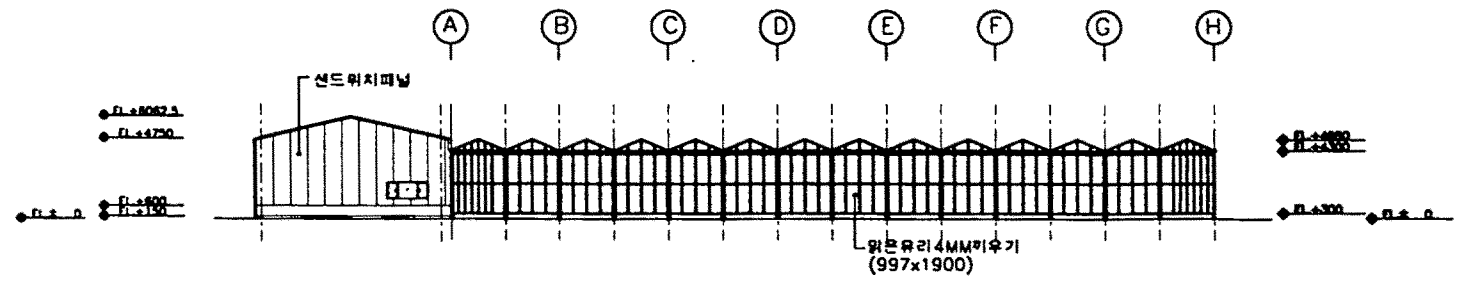
정면도
축척 : 1/450



배면도
축척 : 1/450



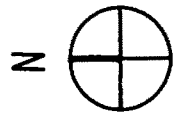
좌측면도
축척 : 1/450



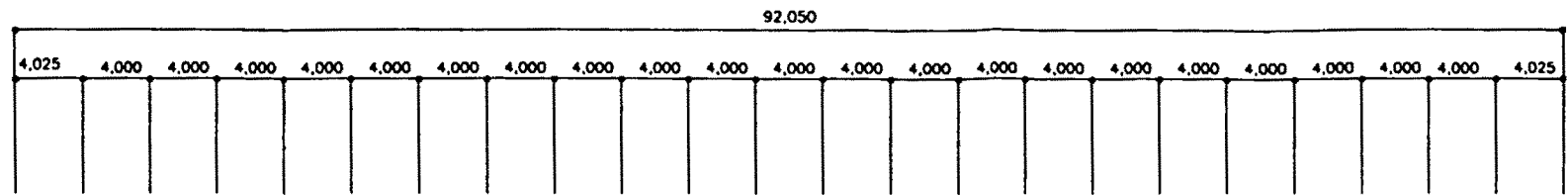
우측면도
축척 : 1/450

• NOTE
축척은 필요에따라 선택적용 할 수 있음

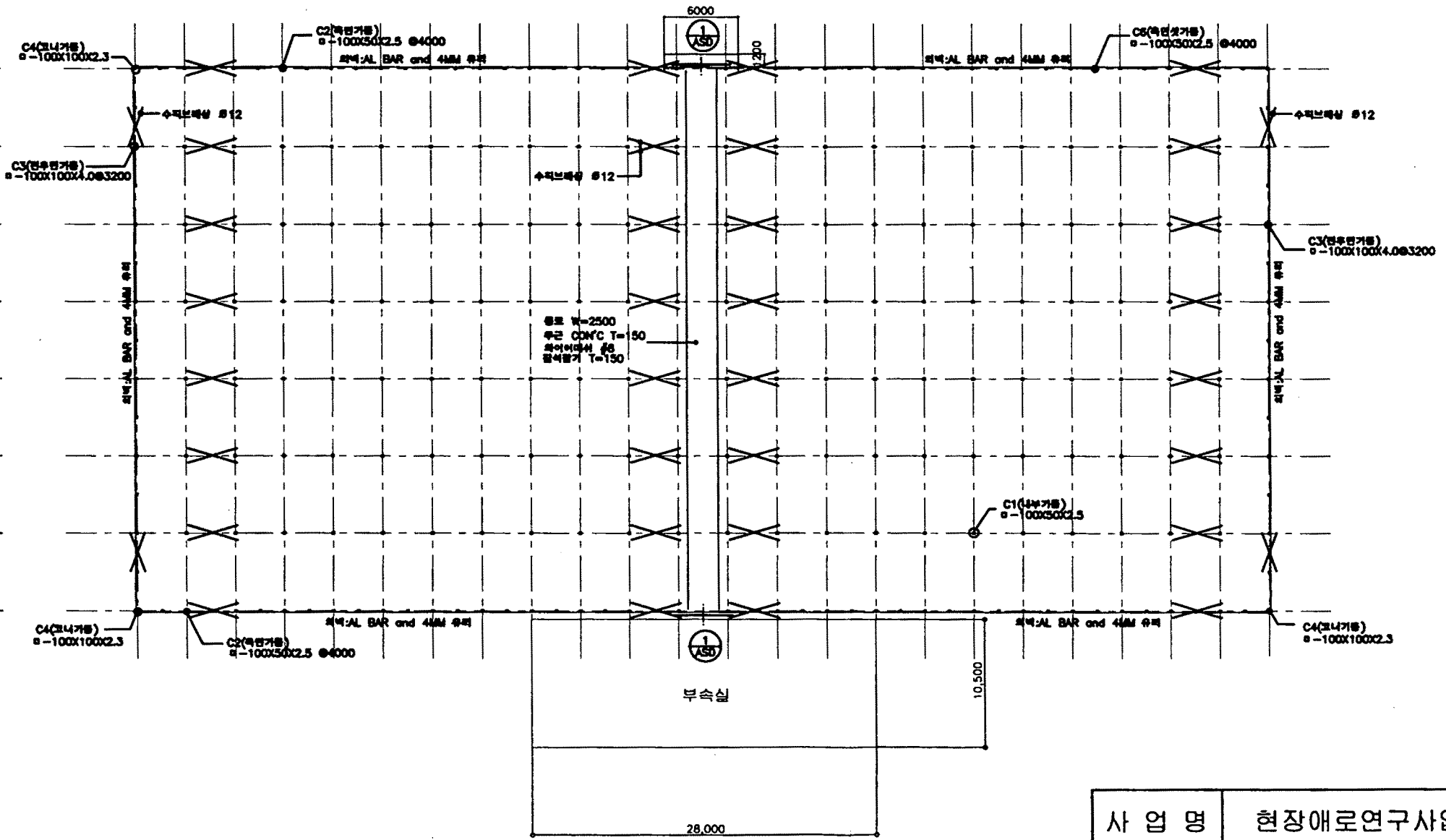
사업명	현장애로연구사업
도면명	입면도
도면번호	A01



1 2 3 4 5 6 7 8 9 10 11 12 13 14 15 16 17 18 19 20 21 22 23 24

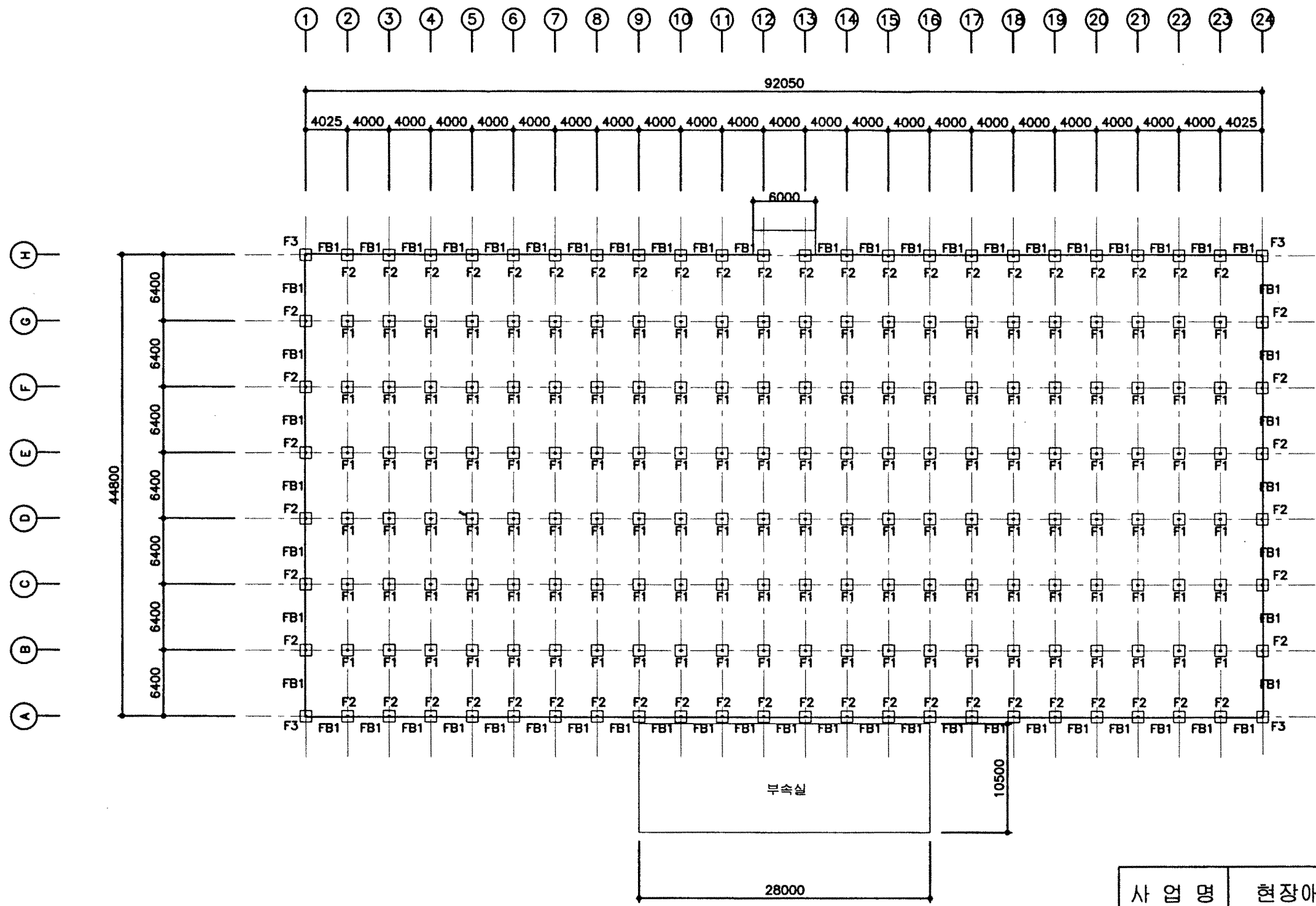


H
G
F
E
D
C
B
A



평면도
S=1/450

사업명	현장애로연구사업
도면명	평면도
도면번호	A02

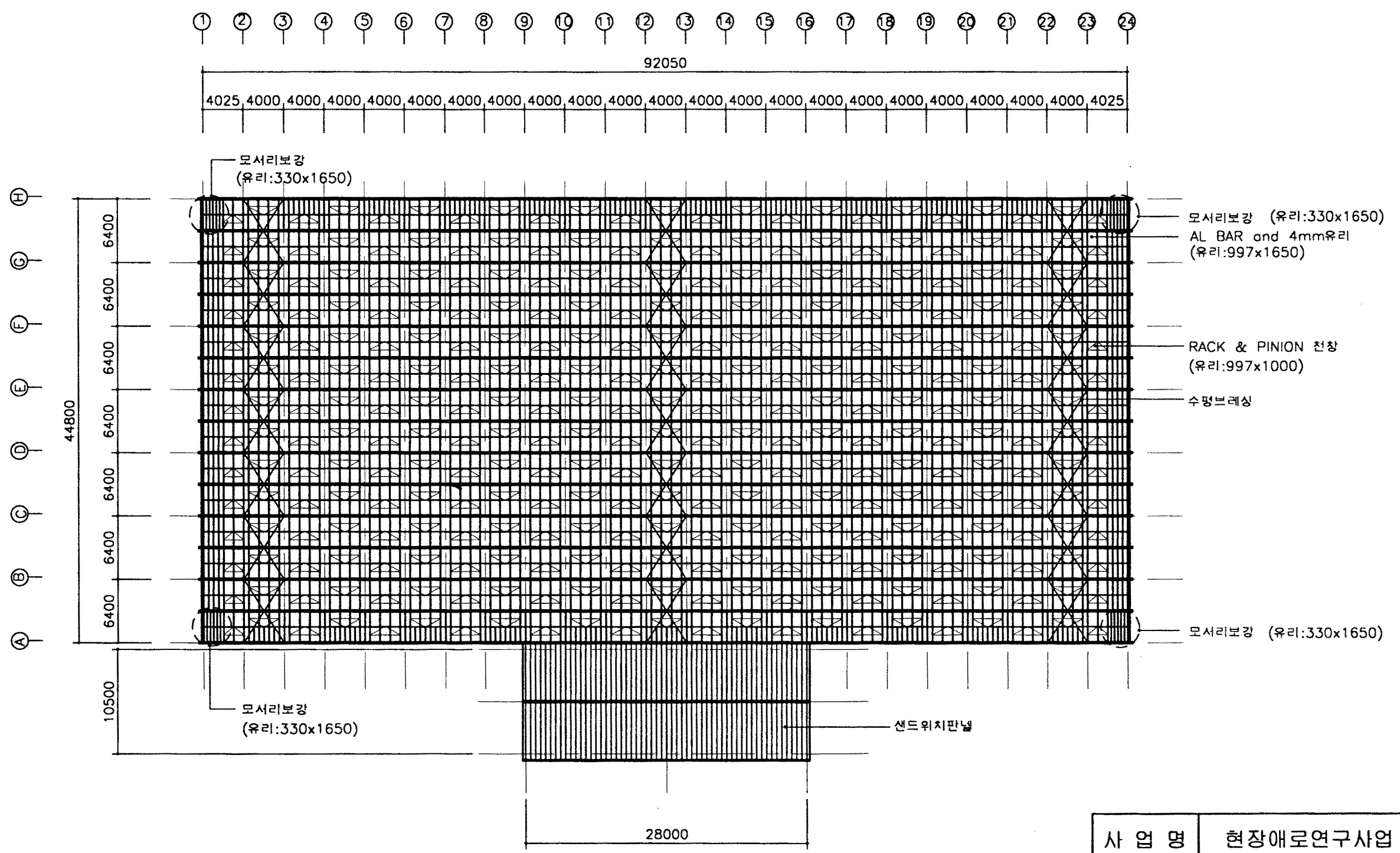


↑

기 초 평 면 도

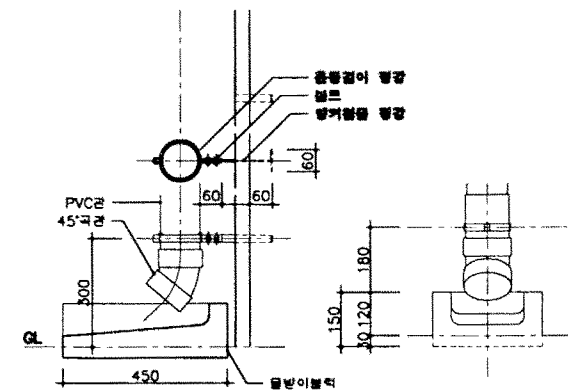
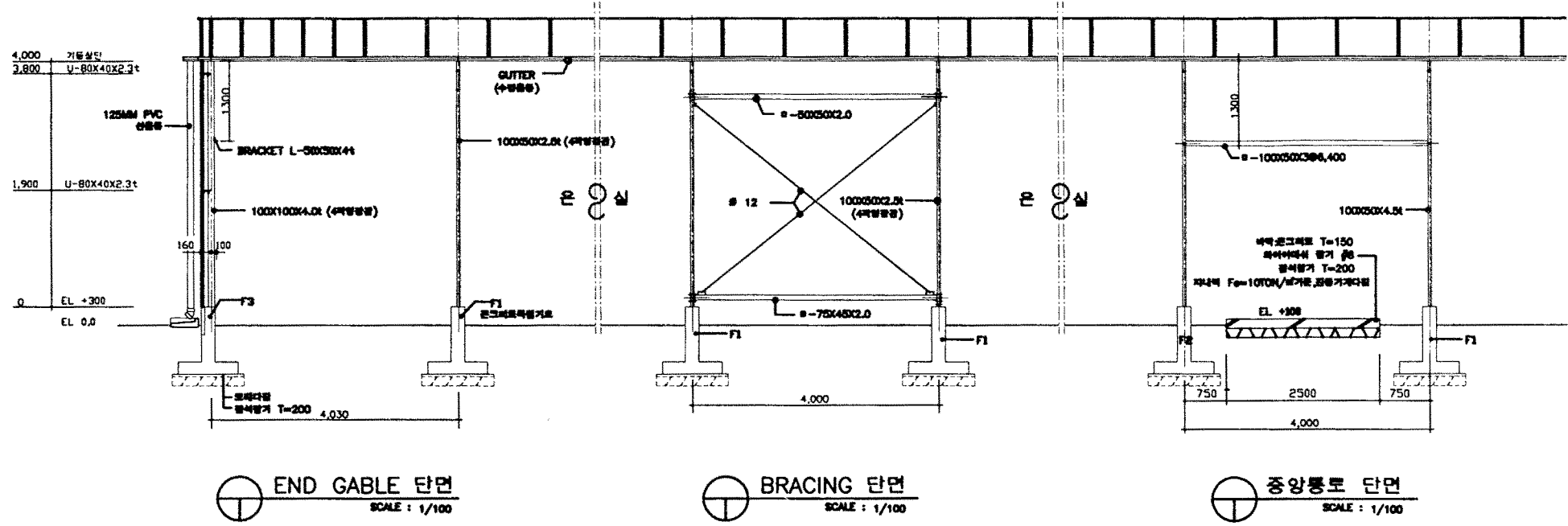
축척 : 1/450

사업명	현장애로연구사업
도면명	기초 평면도
도면번호	A03

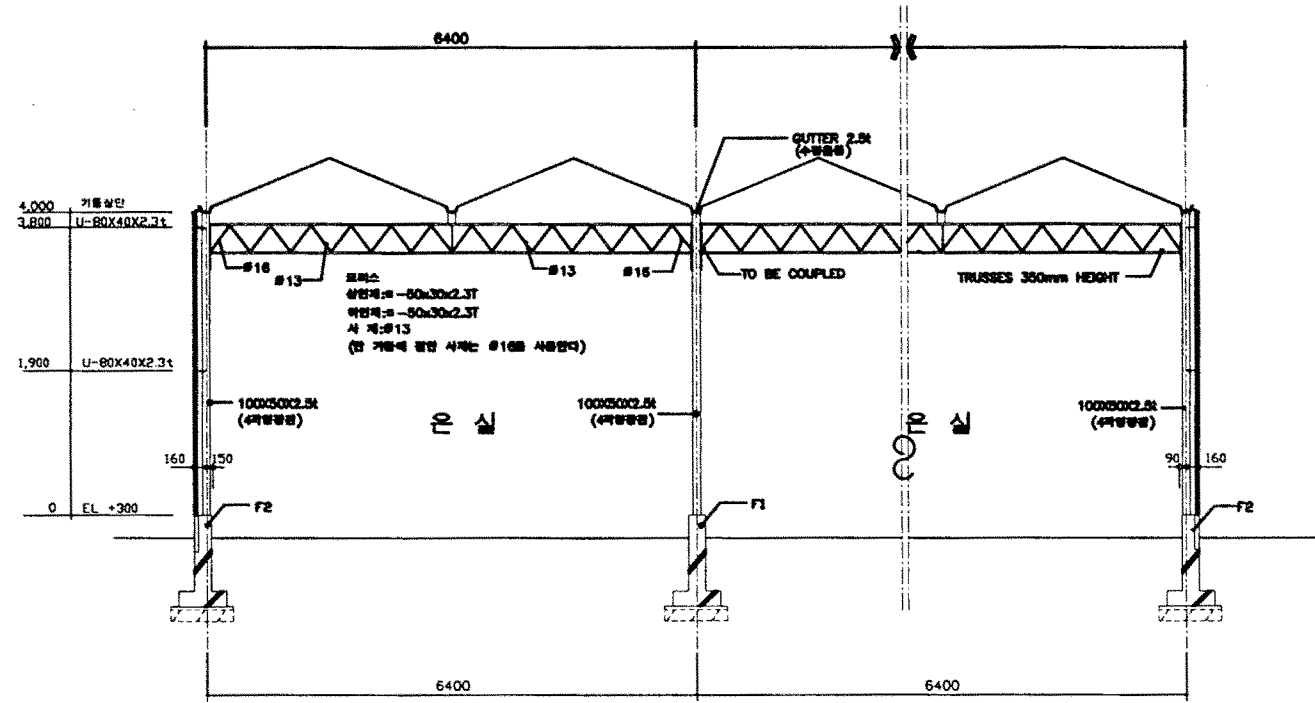


지붕 평면도
 축척 : 1/450

사업명	현장애로연구사업
도면명	지붕층 평면도
도면번호	A04



물받이 볼락조 상세



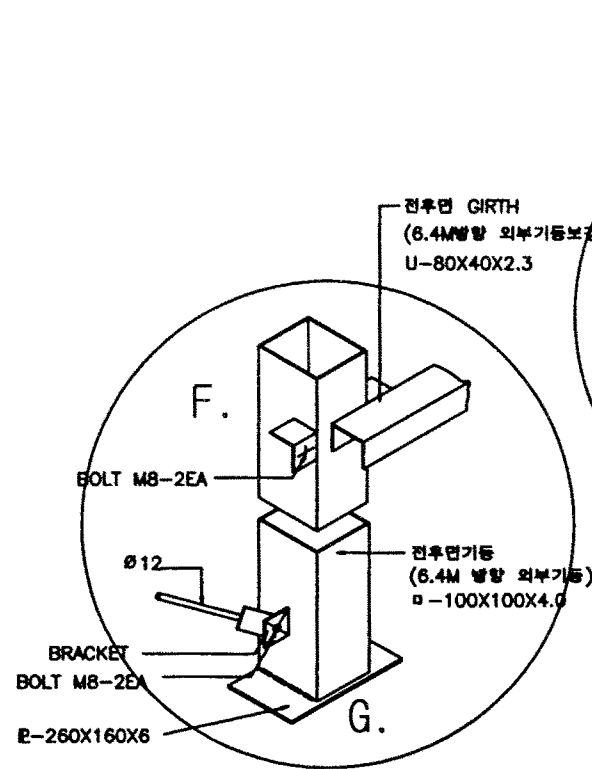
부기: 모든 트러스 하부에는 각접합부 HOOK 설치(비교용시)

SIDE GABLE 단면
S=1/100

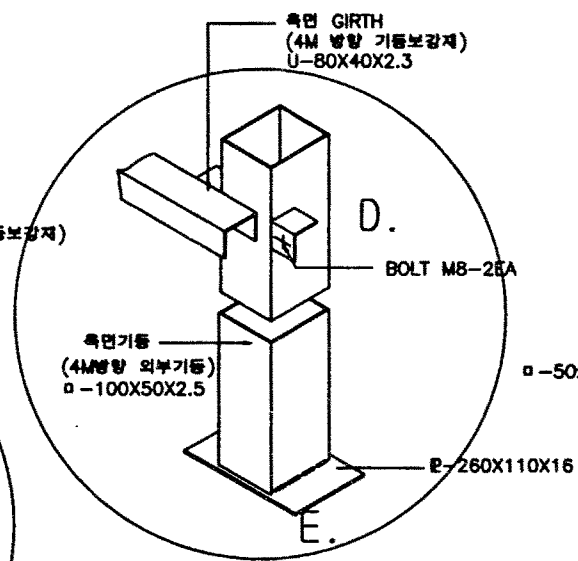
처마출통 배수길이에 따른 선출통의 적용조건

출통 배수 길이	선출통 규격
48m 이하	φ 125
80m 이하	φ 150

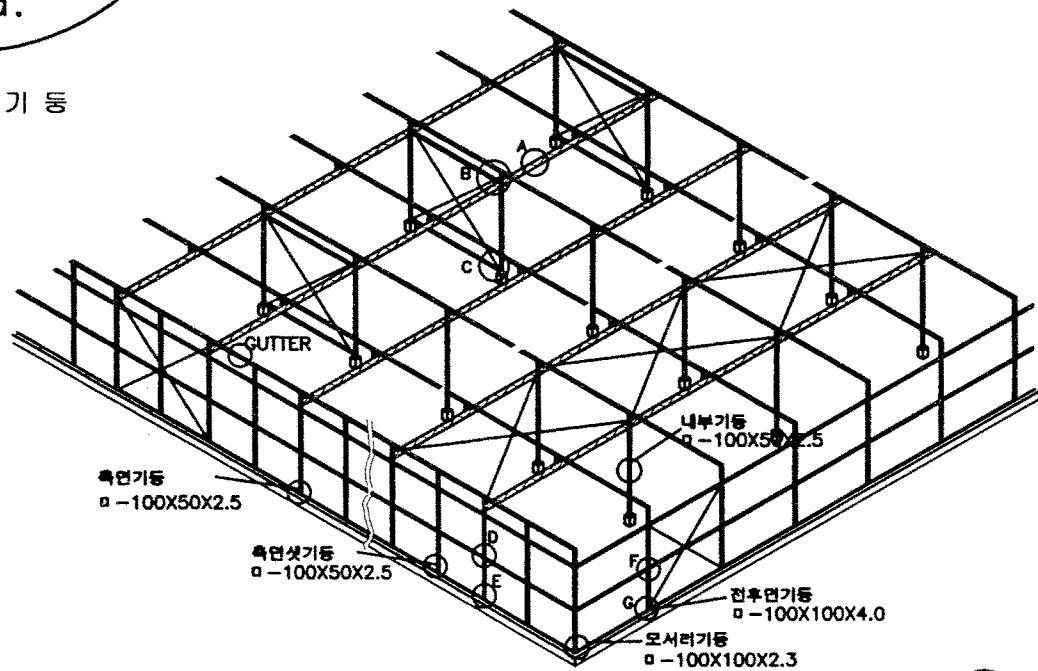
사업명	현장애로연구사업
도면명	단면도
도면번호	A05



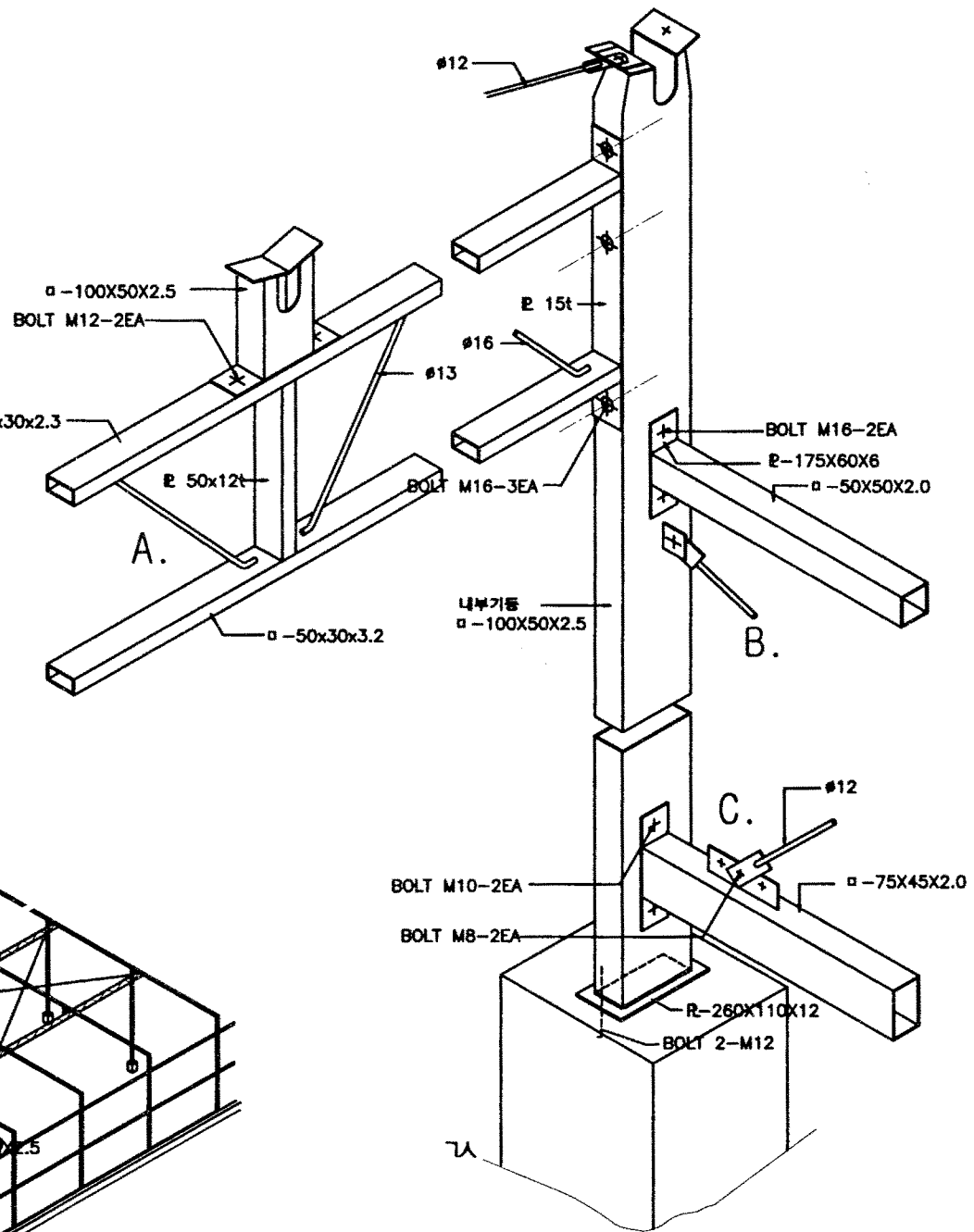
전 후 면 기 둥



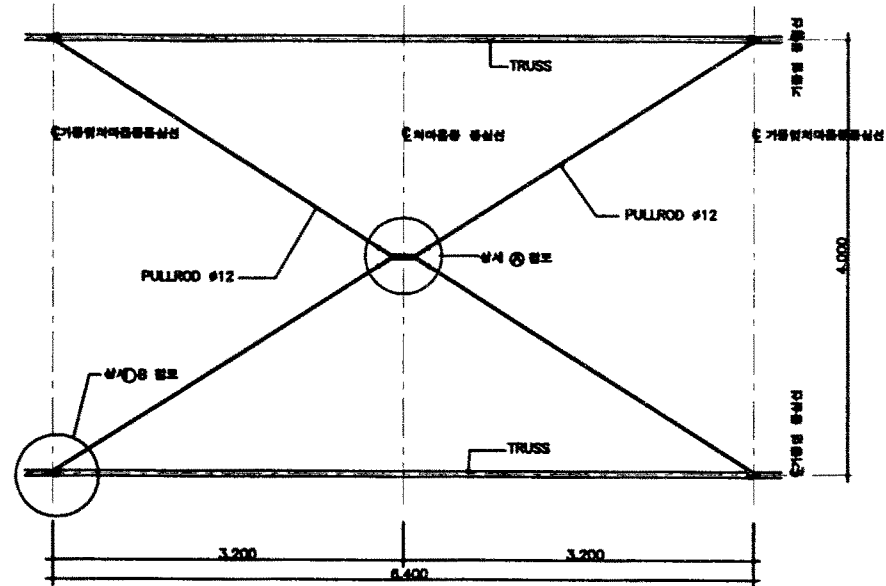
측 면 기 둥



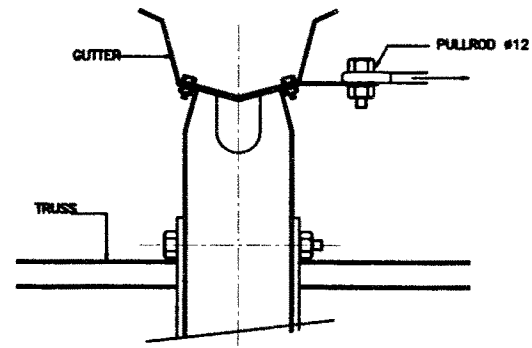
⊙ 부분 상세도



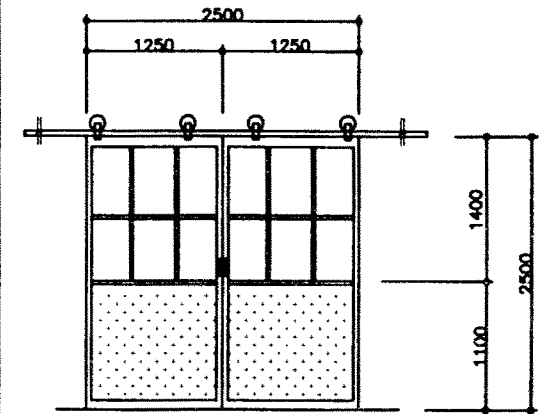
사업명	현장애로연구사업
도면명	부분 상세도
도면번호	A06



수평브레이싱 평면 상세도
NONE SCALE

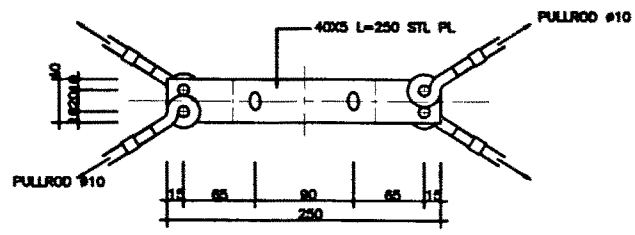


부분 단면 상세
NONE SCALE

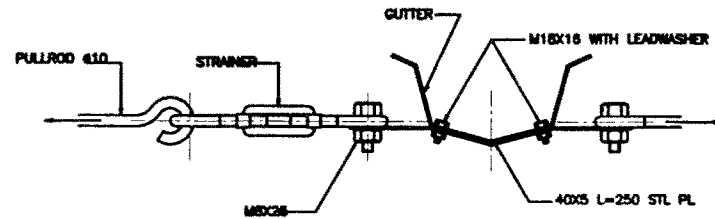


명칭	알루미늄 합금도어
재료	AL합금(합금), 유리(4m/m)
형식	여닫이형 일괄
개소	1개소

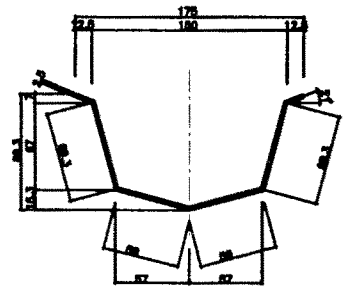
출입문 상세도
NONE SCALE



부분 평면 상세
NONE SCALE

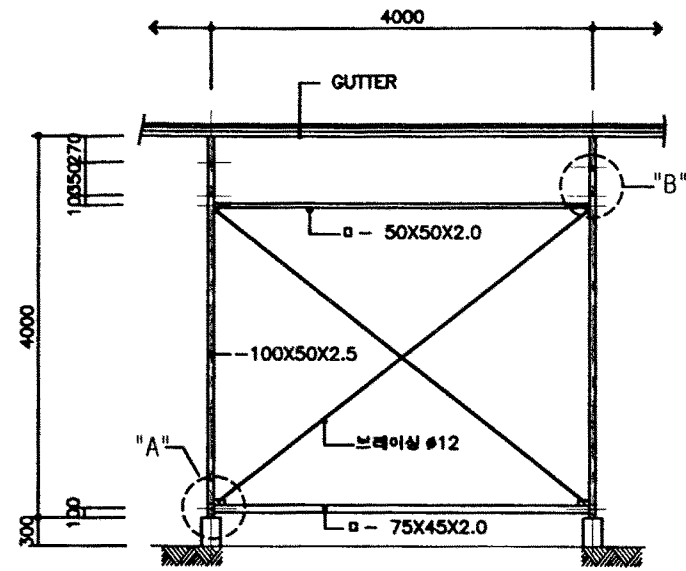


부분 단면 상세
NONE SCALE

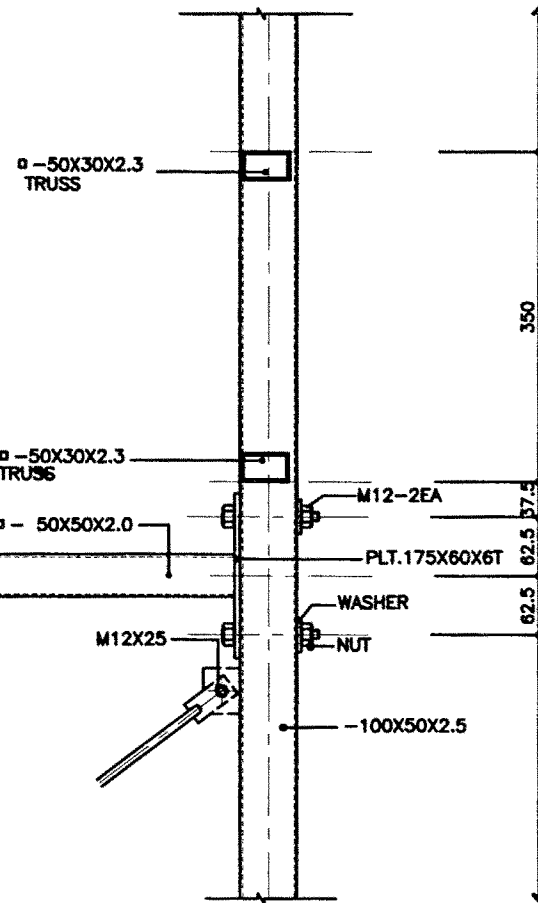


층통상세도
NONE SCALE

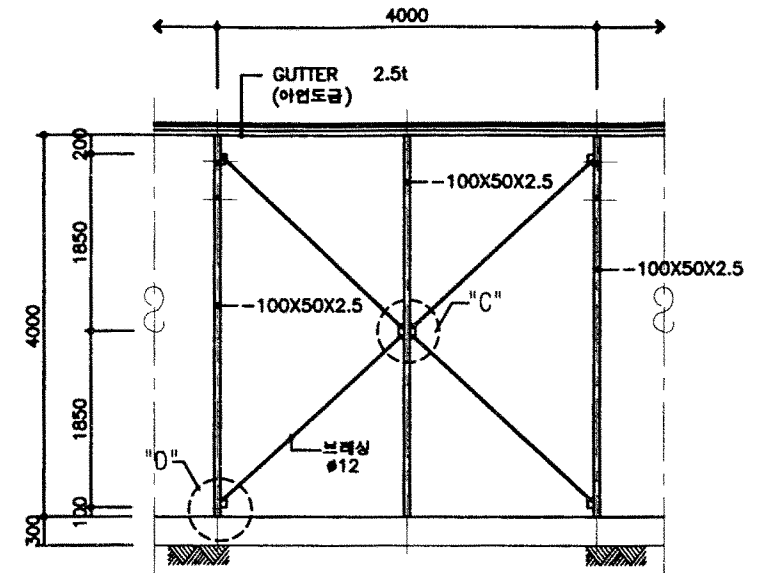
사업명	현장애로연구사업
도면명	수평브레이싱, 출입문 상세도
도면번호	A07



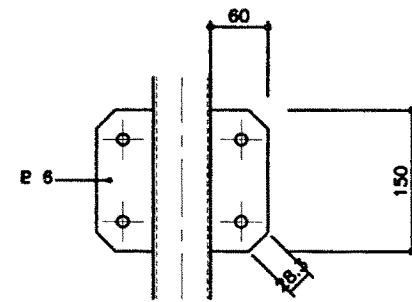
① 수직브레싱 상세도
scale: 1/80



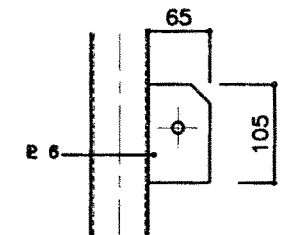
③ "B"부분 상세도
scale: 1/8



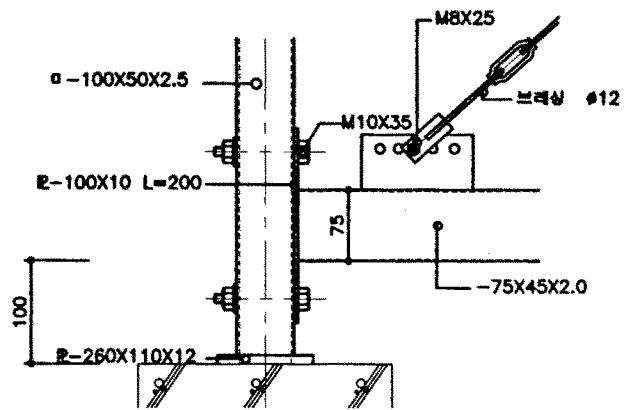
① 외부수직브레싱상세도
scale: 1/80



① "C"부분 상세도
scale: 1/8

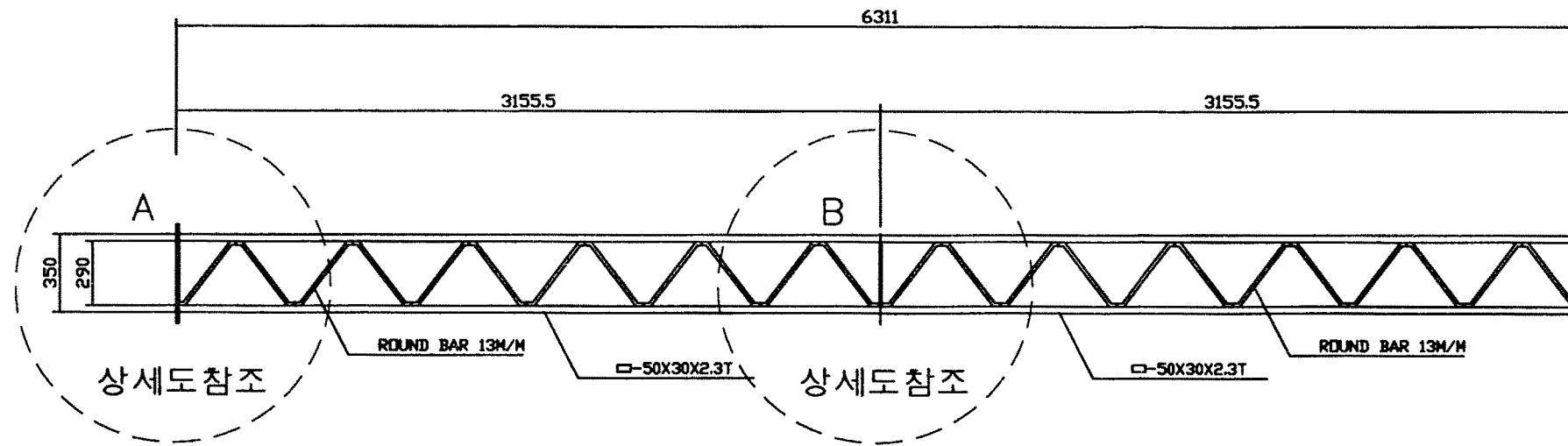


② "D"부분 상세도
scale: 1/8

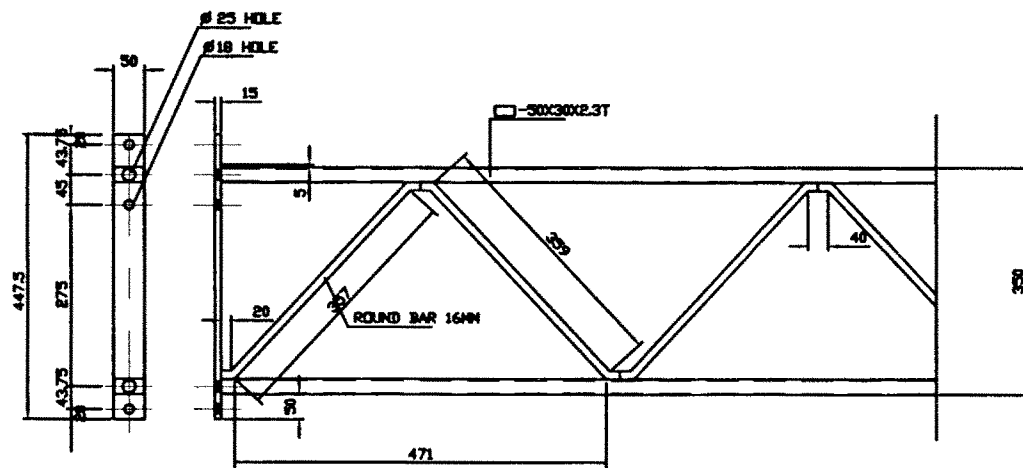


② "A"부분 상세도
scale: 1/8

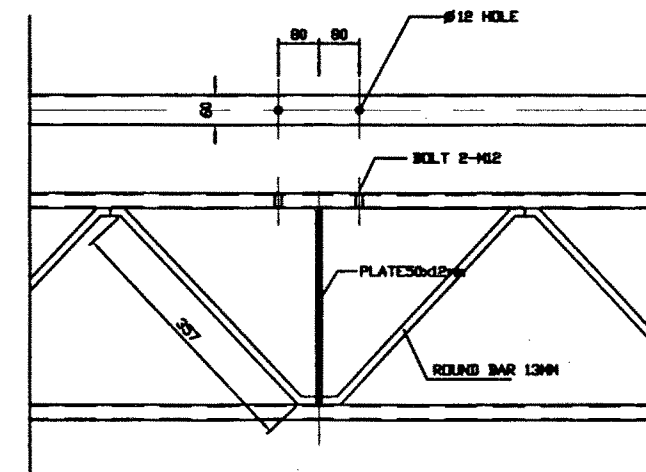
사업명	현장애로연구사업
도면명	수직브레싱 상세도
도면번호	A08



○ TRUSS 상세도
SCALE: 1/30

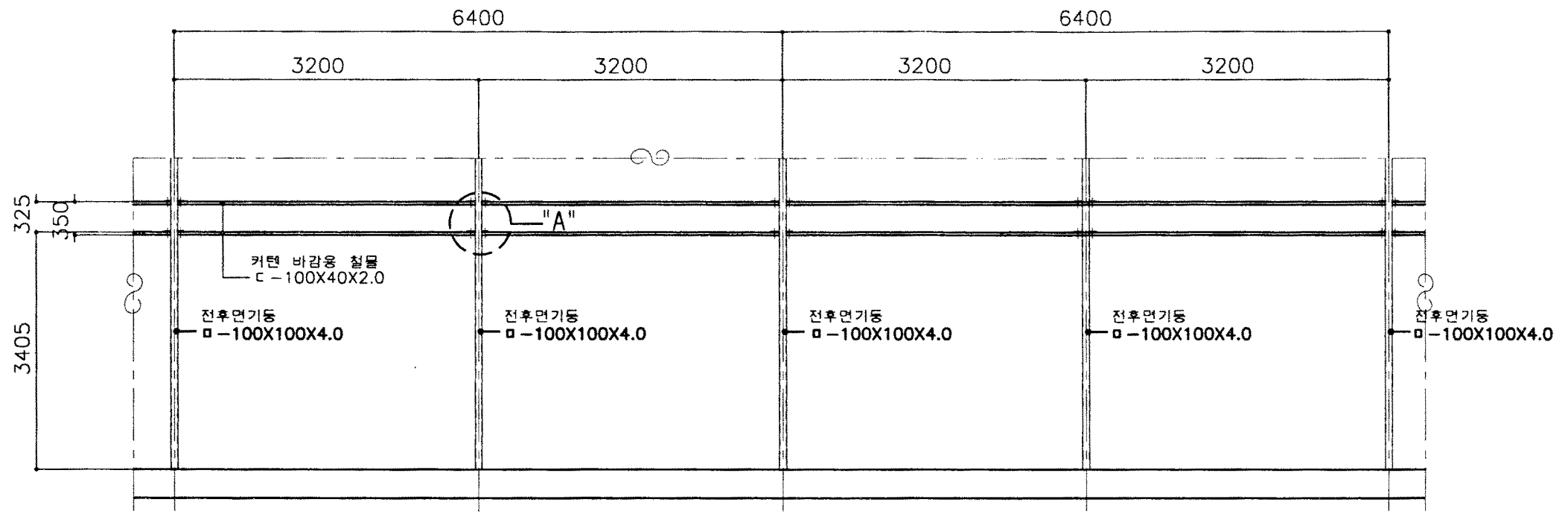


○ "A" 상세도
SCALE: NONE

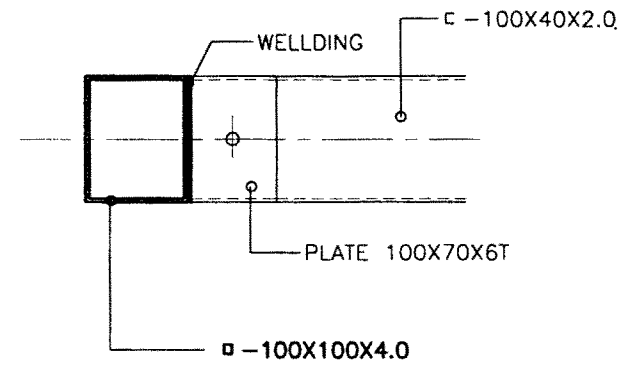
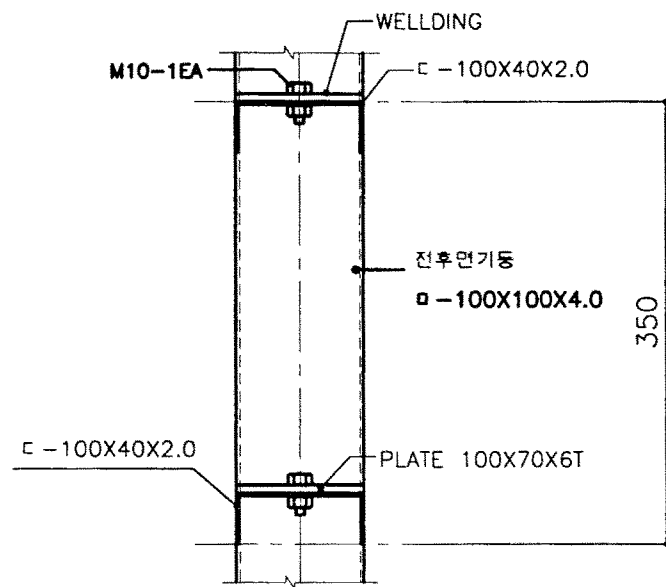


○ "B" 상세도
SCALE: NONE

사업명	현장애로연구사업
도면명	트러스 상세도
도면번호	A09

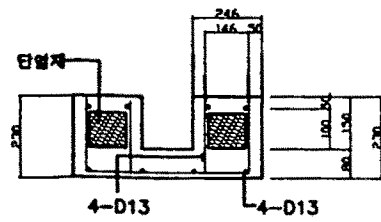
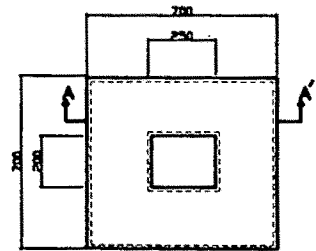
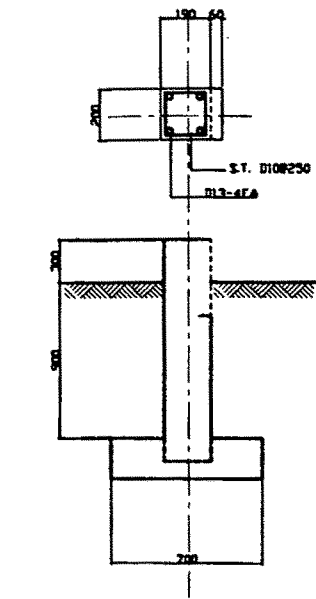


1 커튼 마감철물 상세도
SCALE : 1/60



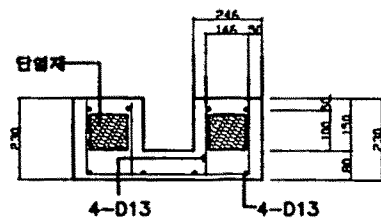
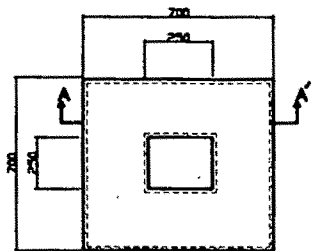
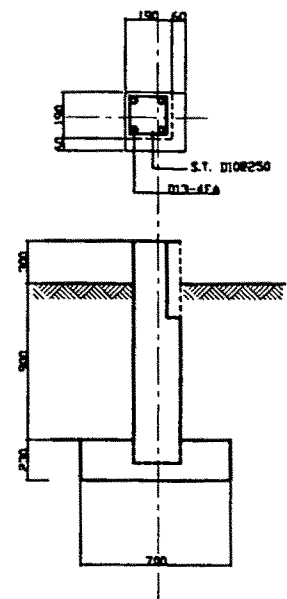
2 "A"부분 상세도
SCALE : 1/6

사업명	현장애로연구사업
도면명	커튼마감철물 상세도
도면번호	A10



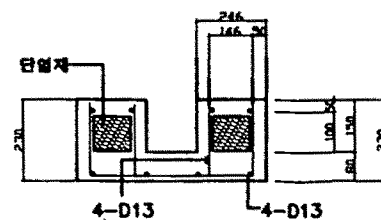
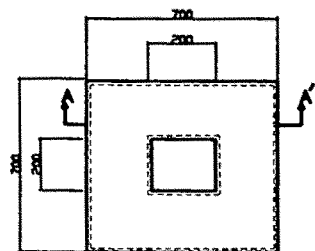
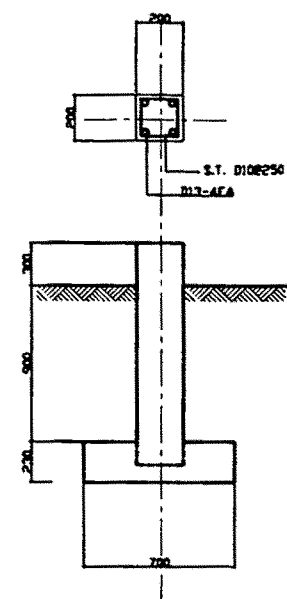
A - A' SECTION

⊕ 전, 후면, 측면 부분기초(F2)



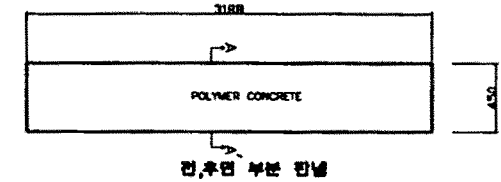
A - A' SECTION

⊕ 코너부분 기초(F3)

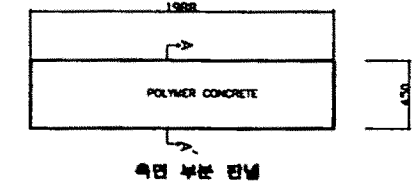


A - A' SECTION

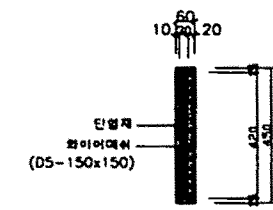
⊕ 내부독립기초(F1)



⊕ 전, 후면 부분 판넬



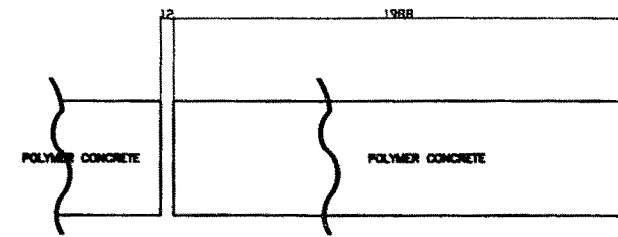
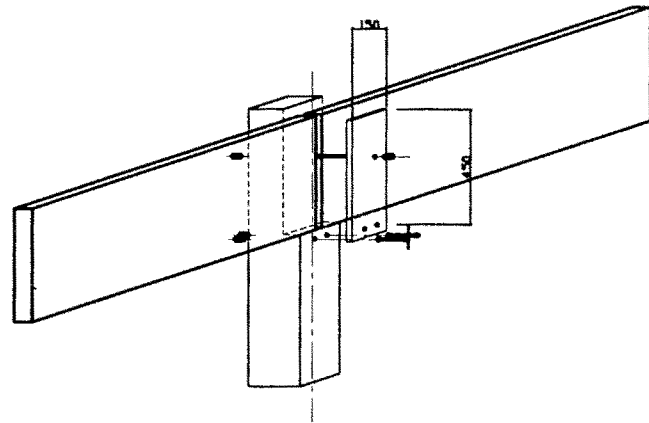
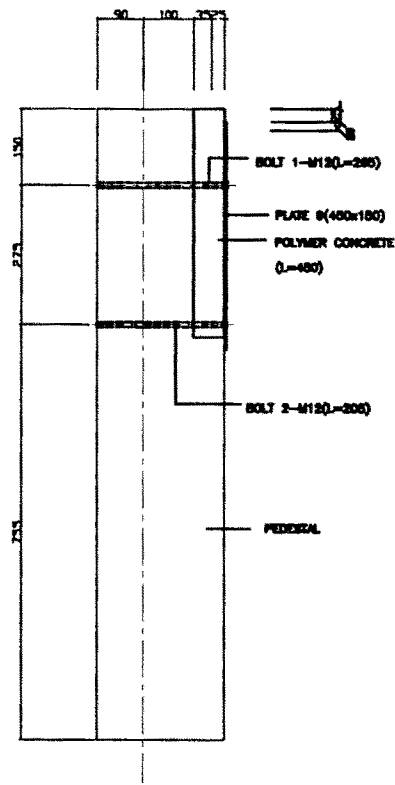
⊕ 측면 부분 판넬



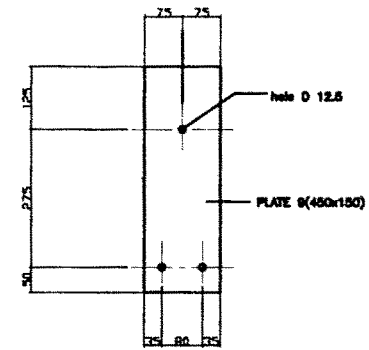
A-A' 단면 상세도

⊕ 기초판넬 피착도

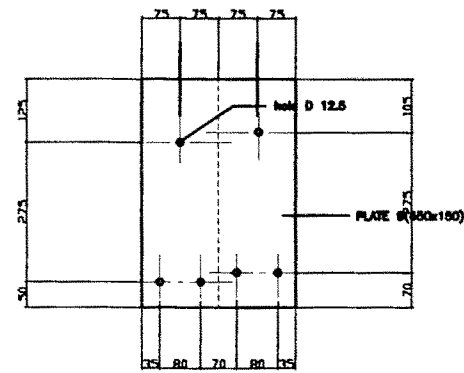
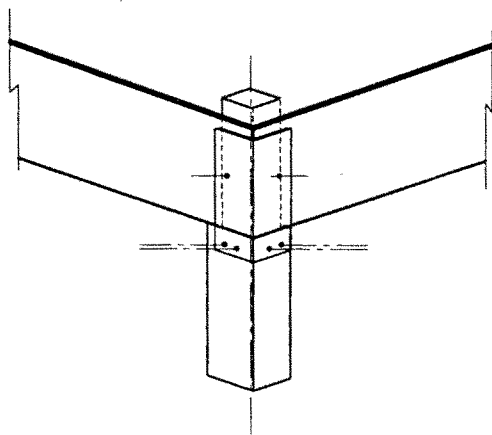
사업명	현장애로연구사업
도면명	기초 상세도
도면번호	A11



기초판넬(FB1)

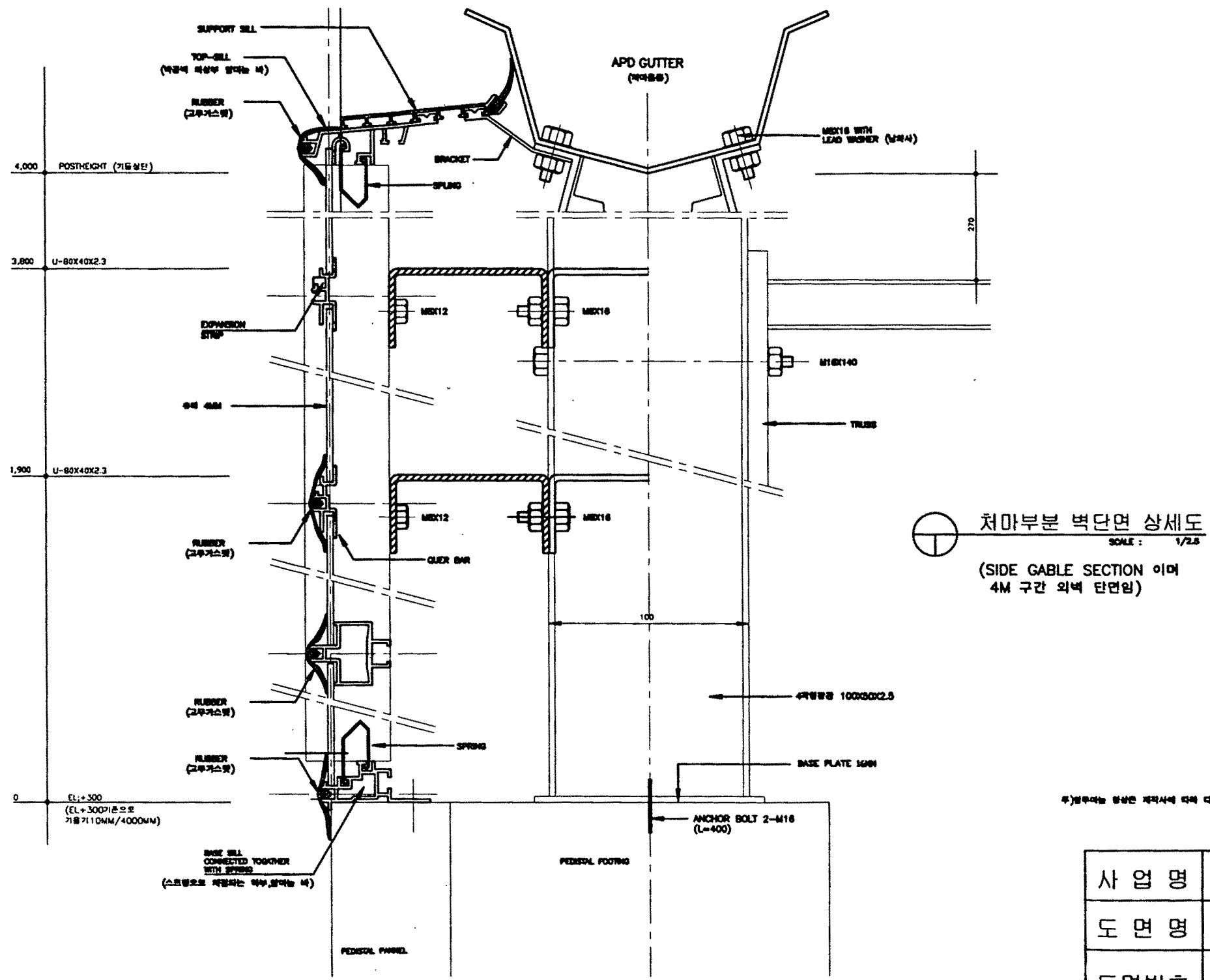


기초 옆판 설치 상세도



코너 부분 상세도

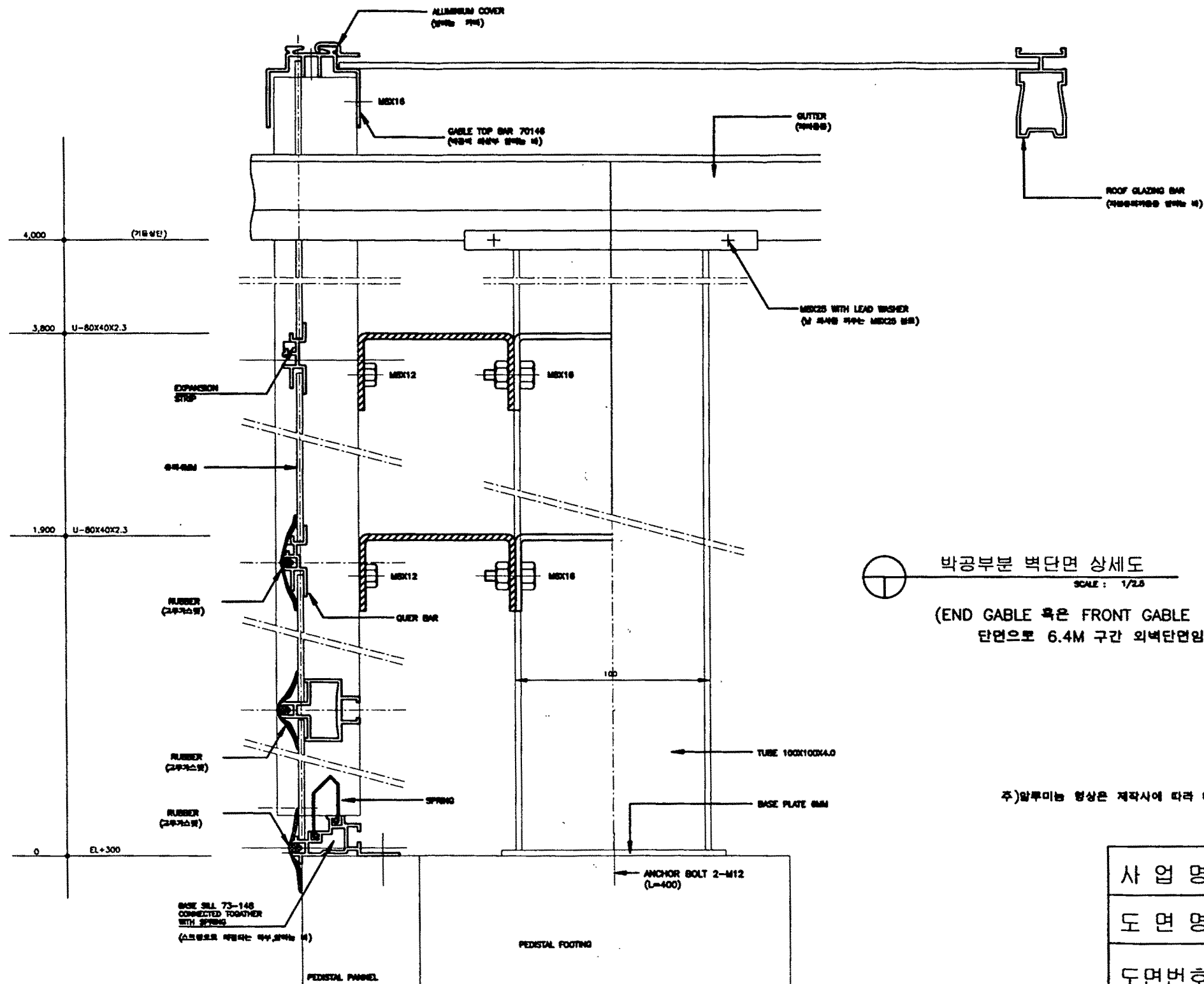
사업명	현장애로연구사업
도면명	기초판넬접합 상세도
도면번호	A12



○ 처마부분 벽단면 상세도
SCALE : 1/2.5
(SIDE GABLE SECTION 이며
4M 구간 외벽 단면임)

주) 발주처는 동상단 제작사에 대해 다중수 있음

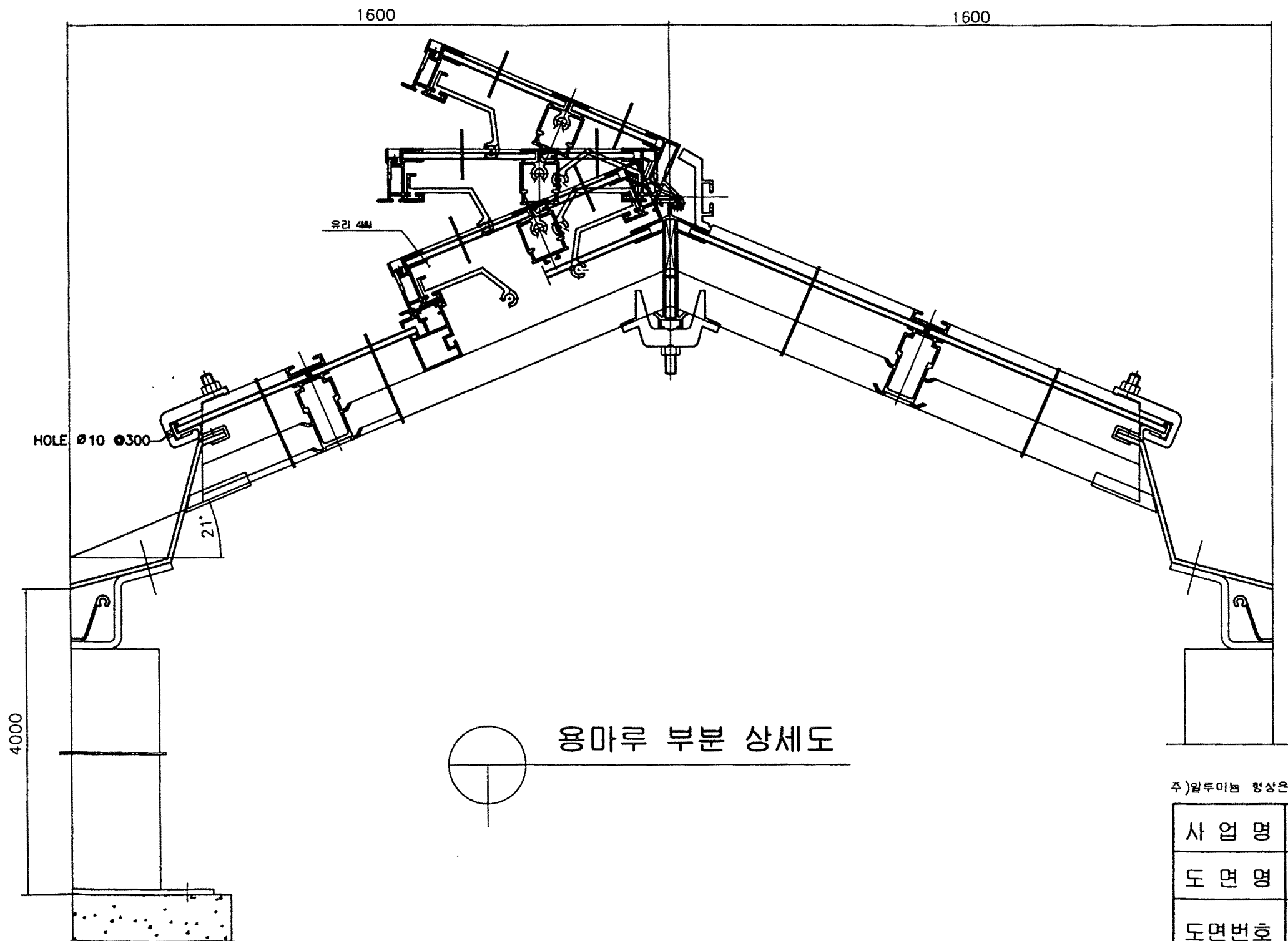
사업명	현장애로연구사업
도면명	처마부분 벽단면 상세도
도면번호	A13



⊕ 박공부분 벽단면 상세도
 SCALE : 1/2.5
 (END GABLE 혹은 FRONT GABLE 단면으로 6.4M 구간 외벽단면임)

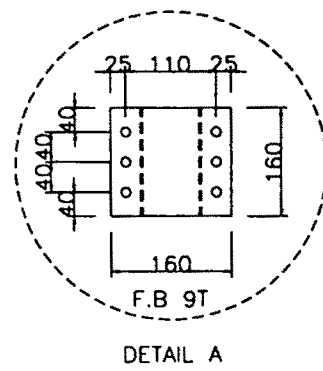
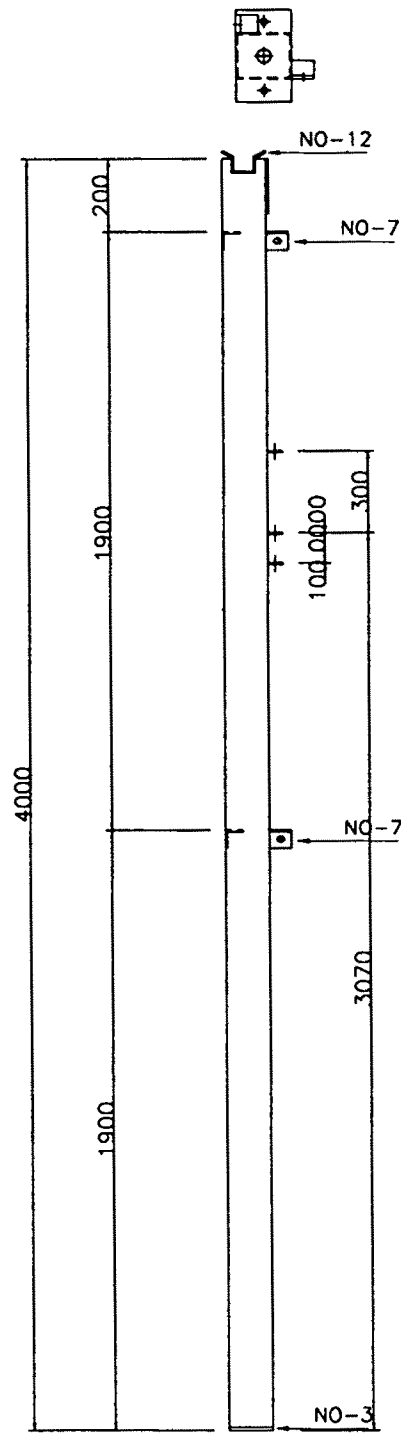
주) 알루미늄 형상은 제작사에 따라 다를수 있음

사업명	현장애로연구사업
도면명	박공부분 상세도
도면번호	A14

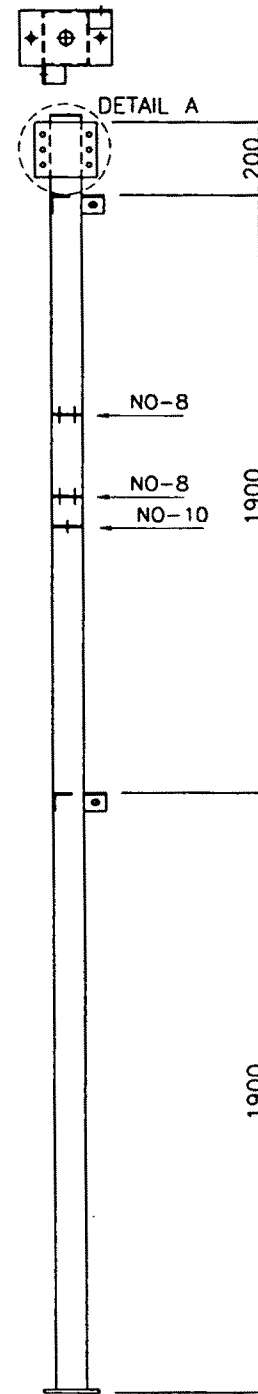


주)알루미늄 형상은 제작사에 따라 다를수 있음

사업명	현장애로연구사업
도면명	용마루부분 상세도
도면번호	A15

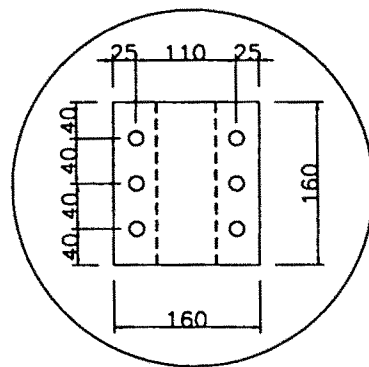
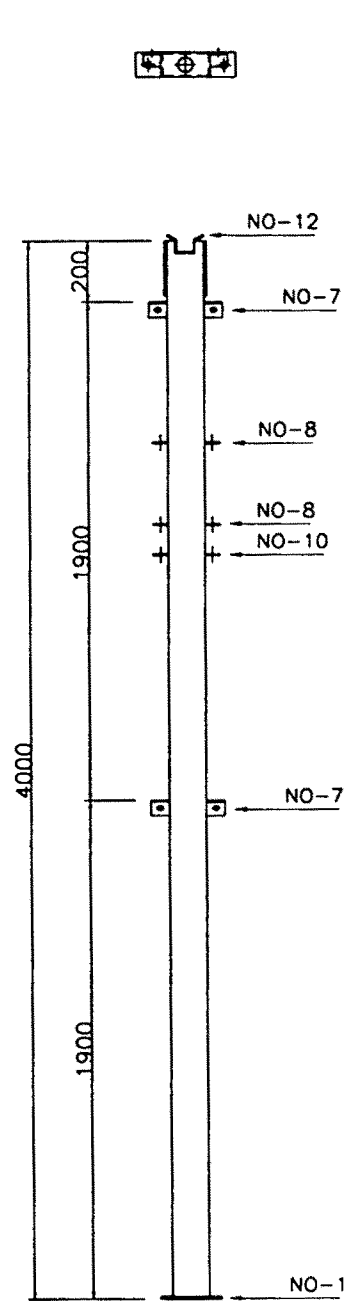


CORNER POST
100X100X2.3T



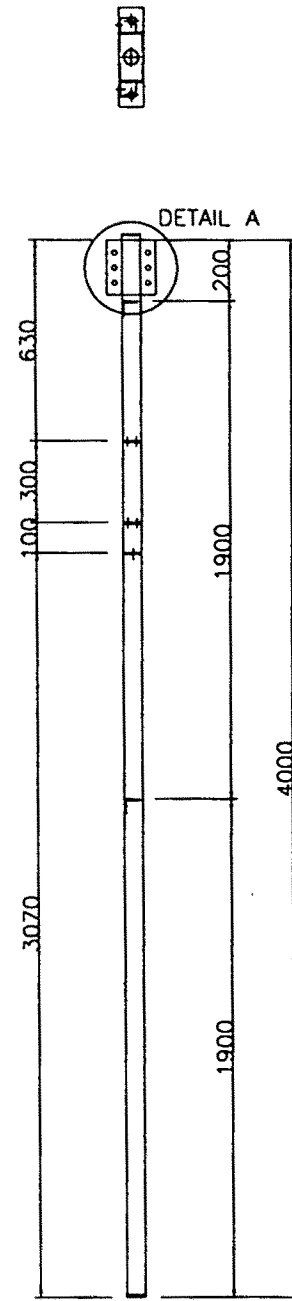
POST 제작도1
NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 1
도면번호	A16



DETAIL A

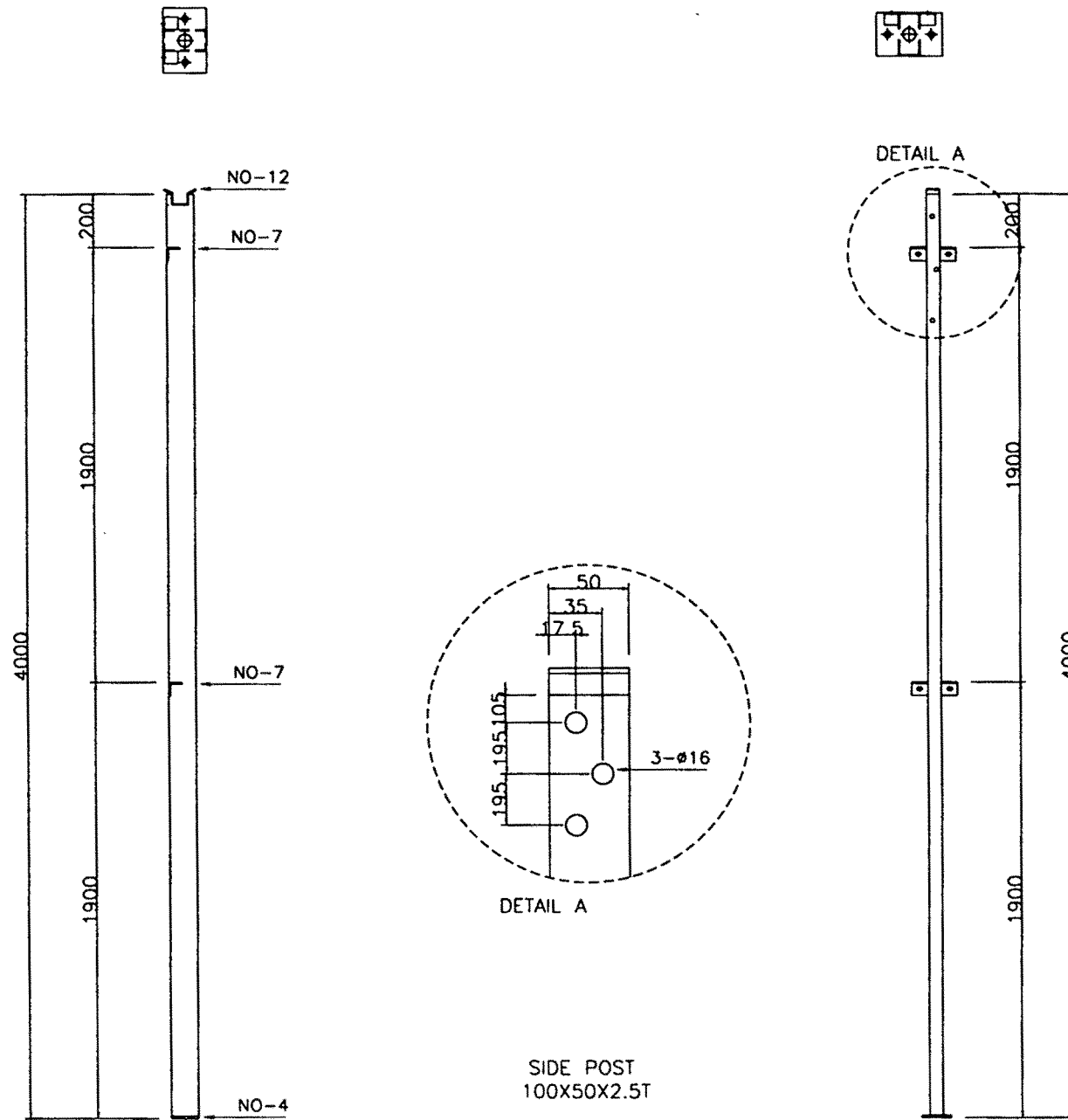
FRONT POST
100X100X4.0T



POST 제작도2

NONE SCALE

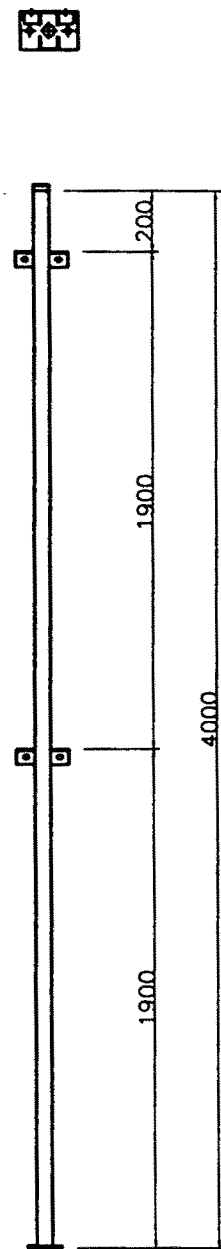
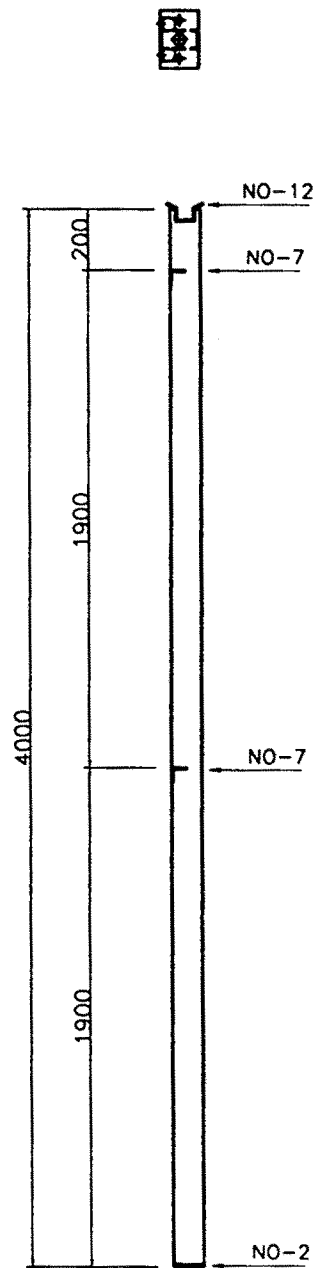
사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 2
도면번호	A17



SIDE POST
100X50X2.5T

POST 제작도3
NONE SCALE

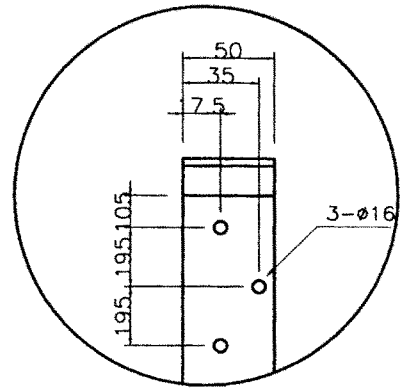
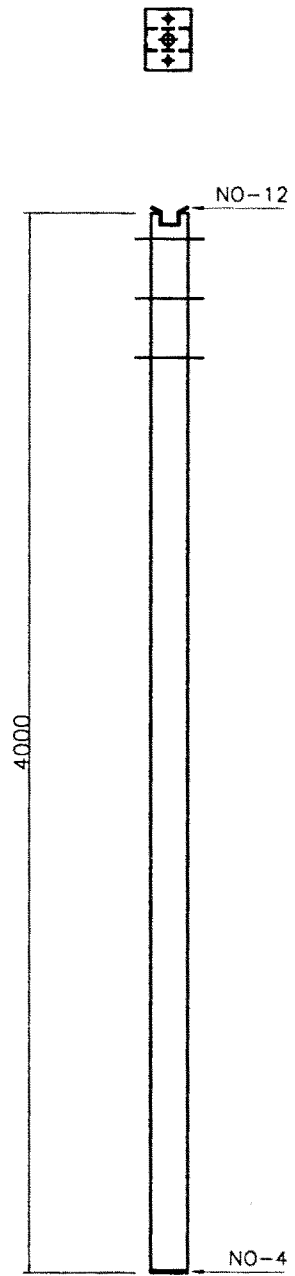
사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 3
도면번호	A18



SIDE MID POST
100X50X2.5T

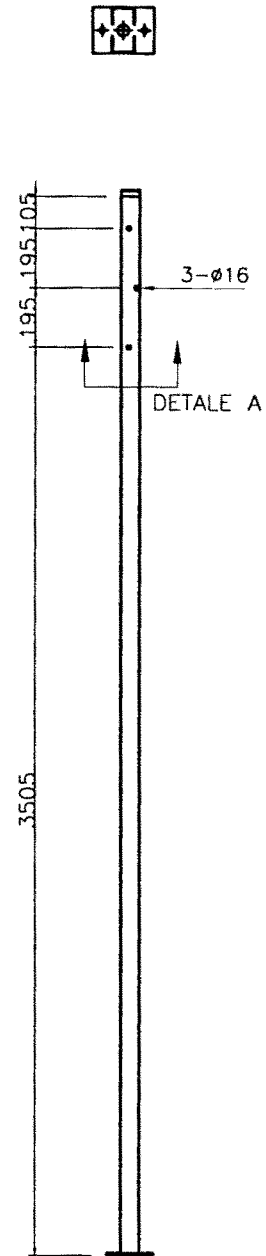
POST 제작도4
NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 4
도면번호	A19



DETALE A

INNER POST
100X50X2.5T



POST 제작도5

NONE SCALE

사업명	현장애로연구사업
도면명	POST 제작도 5
도면번호	A20