



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

工學碩士 學位論文

내화·내진형강의 내화성능 및 경제성 평가

The Performance and Economic Evaluation for  
Fire and Seismic Resistant Steels

指導教授 慶 甲 秀



2020年 2月

韓國海洋大學校 大學院

土木環境工學科

金 昇 煥

본 논문을 김승환의 공학석사 학위논문으로 인준함

위원장      공학박사      이 재 하



위    원      공학박사      박    진    은



위    원      공학박사      경    갑    수



2019년 12월

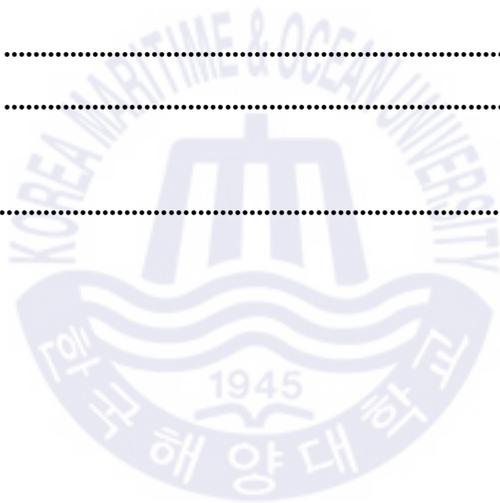
한국해양대학교 대학원

# 목 차

목 차 .....	i
List of Tables .....	iv
List of Figures .....	vi
Abstract .....	ix
초 록 .....	xi
제1장 서 론	
1.1 연구배경 및 목적 .....	1
1.2 연구동향 .....	6
1.3 연구내용 및 범위 .....	9
제2장 한계온도법	
2.1 Eurocode 3 .....	11
2.2 국내 내화설계기준 .....	16
2.3 고찰 .....	20
제3장 수치해석 모델 개발	
3.1 열해석 방법 .....	21
3.2 열전달이론 .....	24
3.2.1 정상상태 열전달방정식 .....	24
3.2.2 비정상 과도상태 열전달방정식 .....	26
3.2.3 대류 및 복사를 고려한 열전달방정식 .....	27
3.2.4 Eurocode 3의 무피복 및 피복강재 표면 온도변화 공식 ....	28
3.3 해석기법 .....	30

3.4 강재의 기계적 및 열적 특성 .....	35
3.4.1 일반 탄소강 .....	35
3.4.1.1 기계적 특성 .....	35
3.4.1.2 열적 특성 .....	43
3.4.2 내화·내진강 .....	46
3.4.2.1 기계적 특성 .....	46
3.4.2.2 열적 특성 .....	48
3.4.3 비선형 응력-변형률 관계 정의 .....	49
3.5 수치해석 기법 검증 .....	52
3.5.1 열전달해석 검증 .....	52
3.5.2 보부재 열응력해석 검증 .....	55
3.5.3 기둥부재 열응력해석 검증 .....	57
3.5.4 검증결과 고찰 .....	58
<b>제4장 내화·내진형강의 내화성능평가</b>	
4.1 기둥부재 .....	60
4.1.1 초기굽힘(initial bow imperfection) .....	60
4.1.2 초기굽힘을 고려한 좌굴하중 산정 .....	61
4.1.3 해석조건 .....	65
4.1.4 해석결과 .....	66
4.2 보부재 .....	77
4.2.1 해석조건 .....	77
4.2.2 해석결과 .....	79
4.3 내화·내진강재 및 일반탄소강의 한계온도 .....	90
<b>제5장 내화·내진형강의 경제성평가</b>	
5.1 내화·내진형강의 경제성평가 방법 .....	91

5.2	내화피복재 .....	94
5.2.1	내화 뿔칠피복재 관련 기존연구 .....	94
5.2.2	내화 뿔칠피복재 선정 .....	95
5.2.3	CAFCO 300 열적특성 조사 .....	95
5.3	피복재를 포함한 2차원 열전달해석 .....	98
5.3.1	동일 피복두께 적용시의 내화성능시간 평가 .....	98
5.3.2	동일 목표 내화성능시간에 대한 피복두께 평가 .....	101
5.4	철골 내화 피복뿔칠 공사비 산정 .....	103
<b>제6장 결 론</b>		
6.1	연구결론 .....	107
6.2	향후연구 .....	108
참고문헌	.....	111



## List of Tables

Table 2-1 Standards of ISO and KS fire-resistance test .....	17
Table 2-2 Criteria for evaluating the fire performance of load tests and non-load tests ·	18
Table 3-1 Formula of steel temperature change in Eurocode 3 .....	28
Table 3-2 Default value of parameter about surface heat transfer .....	30
Table 3-3 Strength reduction factors for general carbon steels – Eurocode 3 ·	36
Table 3-4 Reduction factor of 0.2% offset yield strength for general carbon steel – Eurocode 3 .....	37
Table 3-5 Strength reduction factors for general carbon steels – AISC 360 ···	38
Table 3-6 Strength reduction factors for general carbon steels – BS 5950 ·	40
Table 3-7 Thermal properties of general carbon steels – Eurocode 3 ···	43
Table 3-8 Mechanical properties of FSR355 .....	46
Table 3-9 Chemical composition ratio of FSR355 .....	48
Table 3-10 Calculation formula of nonlinear stress-strain for general carbon steels – Eurocode 3 .....	49
Table 4-1 Permissible initial bow imperfection by country .....	60
Table 4-2 Norminal strength by analysis model of column member .....	64
Table 4-3 Analysis model of column member .....	65
Table 4-4 Fire comparison of fire resistance time and critical temperature for column members .....	67
Table 4-5 Analysis model of beam model .....	78
Table 4-6 Fire comparison of fire resistance time and critical temperature for beam members .....	80
Table 4-7 Critical temperature of FSR355 and general carbon steels ···	90
Table 5-1 Target structure for economic evaluation .....	92
Table 5-2 Calculation formula of thermal properties for CAFCO 300 ···	96
Table 5-3 Fire resistance time by steel type according to same coating application ··	100

Table 5-4	Cover thickness satisfying the same fire resistance time .....	101
Table 5-5	Standard of estimate for vermiculite fireproofing (2019) .....	104
Table 5-6	Expenses of construction equipment (2019) .....	104
Table 5-7	Unit price for standard labor-cost in construction industry ..	105
Table 5-8	Breakdown cost table of fireproofing for steel frame .....	105
Table 5-9	Estimation of quantity and net construction cost of fireproof coating by steel type .....	106
Table 6-1	Cases of fire on bridge .....	110

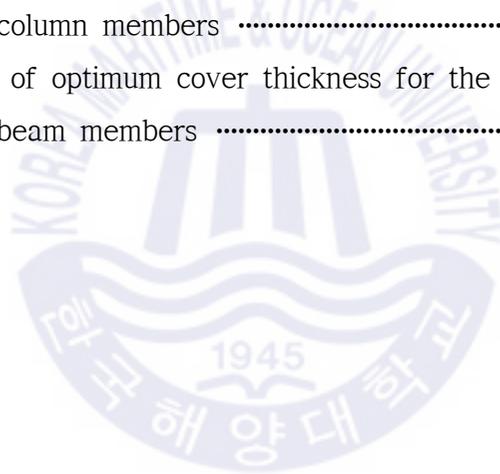


## List of Figures

Fig. 1-1 Trend of fire occurrence in domestic (2008~2017 year) .....	1
Fig. 1-2 Cases of structure collapse by fire .....	2
Fig. 1-3 Equipment of fire resistance test (in KICT) .....	3
Fig. 1-4 Flow of study .....	10
Fig. 2-1 Variation of the reduction factor with the load ratio .....	13
Fig. 2-2 Comparison between $\mu_0$ and $\eta_{fi}$ .....	14
Fig. 2-3 Standard time/temperature curve - ISO834-1 .....	19
Fig. 2-4 External fire curve and Hydrocarbon curve .....	19
Fig. 3-1 Flow of sequentially coupled thermal-stress analysis .....	22
Fig. 3-2 Control volume in Cartesian coordinate system .....	24
Fig. 3-3 Number of heating direction by member function .....	31
Fig. 3-4 Deformation of first order element by pure bending .....	32
Fig. 3-5 Mesh of beam model (example: H-400×200×8×13) .....	33
Fig. 3-6 Mesh of column model (example: H-300×300×10×15) .....	34
Fig. 3-7 Comparison of strength reduction factors for general carbon steels - Eurocode 3 ...	36
Fig. 3-8 Reduction factor of 0.2% offset yield strength for general carbon steel - Eurocode 3 ..	37
Fig. 3-9 Comparison of strength reduction factors for general carbon steels - AISC 360 ..	39
Fig. 3-10 Comparison of strength reduction factors for general carbon steels - BS 5950 ·	41
Fig. 3-11 Comparison of 2.0% effective yield strength in fire resistant design codes ·	42
Fig. 3-12 Calculation method of thermal expansion coefficient .....	44
Fig. 3-13 Thermal properties of general carbon steels - Eurocode 3 .....	45
Fig. 3-14 Specimen before and after high temperature tensile test for FSR355 ·	46
Fig. 3-15 Comparison of strength reduction between FSR355 and general carbon steel ..	47
Fig. 3-16 Nonlinear stress-strain relationship for general carbon steels - Eurocode 3 ..	49
Fig. 3-17 Nonlinear stress-strain models for general carbon steels and FSR355 ·	51
Fig. 3-18 Specification of heating test (choi et al.) .....	52

Fig. 3-19	Verification model and analysis results .....	53
Fig. 3-20	Comparison of existing study and verification results .....	54
Fig. 3-21	Analysis condition of verification model for beam member .....	55
Fig. 3-22	Verification of beam member model .....	56
Fig. 3-23	Verification of column member model .....	57
Fig. 4-1	Analysis model .....	59
Fig. 4-2	Rule of model name .....	59
Fig. 4-3	P-Delta relationship before/after buckling bifurcation point .....	61
Fig. 4-4	Numerical theory test .....	62
Fig. 4-5	Riks analysis result by length (H-250 × 250 × 9 × 14) .....	63
Fig. 4-6	Riks analysis result by length (H-300 × 300 × 10 × 15) .....	63
Fig. 4-7	Riks analysis result by length (H-350 × 350 × 12 × 19) .....	64
Fig. 4-8	Compare (1) : H-250 × 250 × 9 × 14, 4m .....	68
Fig. 4-9	Compare (2) : H-250 × 250 × 9 × 14, 5m .....	69
Fig. 4-10	Compare (3) : H-250 × 250 × 9 × 14, 6m .....	70
Fig. 4-11	Compare (4) : H-300 × 300 × 10 × 15, 4m .....	71
Fig. 4-12	Compare (5) : H-300 × 300 × 10 × 15, 5m .....	72
Fig. 4-13	Compare (6) : H-300 × 300 × 10 × 15, 6m .....	73
Fig. 4-14	Compare (7) : H-350 × 350 × 12 × 19, 4m .....	74
Fig. 4-15	Compare (8) : H-350 × 350 × 12 × 19, 5m .....	75
Fig. 4-16	Compare (9) : H-350 × 350 × 12 × 19, 6m .....	76
Fig. 4-17	Compare (1) : H-300 × 150 × 6.5 × 9, 4m .....	81
Fig. 4-18	Compare (2) : H-300 × 150 × 6.5 × 9, 6m .....	82
Fig. 4-19	Compare (3) : H-300 × 150 × 6.5 × 9, 8m .....	83
Fig. 4-20	Compare (4) : H-350 × 175 × 7 × 11, 4m .....	84
Fig. 4-21	Compare (5) : H-350 × 175 × 7 × 11, 6m .....	85
Fig. 4-22	Compare (6) : H-350 × 175 × 7 × 11, 8m .....	86

Fig. 4-23 Compare (7) : H-400×200×8×13, 4m .....	87
Fig. 4-24 Compare (8) : H-400×200×8×13, 6m .....	88
Fig. 4-25 Compare (9) : H-400×200×8×13, 8m .....	89
Fig. 5-1 Thermal properties of CAFCO 300 .....	97
Fig. 5-2 Steel temperature when applying the same coating thickness for column member .....	99
Fig. 5-3 Steel temperature when applying the same coating thickness for column member .....	99
Fig. 5-4 Estimation of optimum cover thickness for the same target fire resistance time of column members .....	102
Fig. 5-5 Estimation of optimum cover thickness for the same target fire resistance time of beam members .....	102



# The Performance and Economic Evaluation for Fire and Seismic Resistant Steels

Kim, Seung Hwan

Department of Civil and Environmental Engineering  
Graduate School of Korea Maritime and Ocean University

## Abstract

Fire in the structure lowers the strength of the structural member and further causes collapse. Considering the recent trends in domestic fires and building trends that are becoming very large and very tall, it is expected to cause even greater damage in the future. With this background, H corporation developed fire and seismic resistant steels of 355MPa level to secure the structure stability against disaster such as earthquake, strong wind and heavy snow.

Fire and seismic resistant steels are a high performance steel that combines the ability to maintain yield strength at high temperatures with low yield ratio. These developed steels have satisfied the material performance through tensile tests, and since the actual test has not been conducted for the shaped steels used as structural members, it is necessary to evaluate the fire resistance performance and economic feasibility to secure the feasibility of application as a major member and to commercialize them.

In this study, the fire resistance performance of fire and seismic resistant steels was evaluated in member unit using the numerical method. ABAQUS' s thermal stress analysis model was developed to implement fire resistance test to evaluate fire resistance performance, and the validity of

the numerical analysis was secured through the verification of the existing study. Through the developed thermal stress analysis model, a total of 36 models using fire and seismic resistant steels and general carbon steels, which are comparative steels, were analyzed, and the fire resistance performance time was calculated under the load bearing performance of the domestic fire resistance test standard (KS F 2257-1). In addition, the critical temperature was calculated by measuring the cross-sectional temperature at the time of fire resistance time and compared with the existing critical temperature(538°C) which is applied uniformly regardless of the function and material of the member. The fire resistance performance of the fire and seismic resistant steels was quantitatively evaluated through the fire resistance time and limit temperature calculated by thermal stress analysis.

The calculated critical temperature was set as a criterion for evaluating the fire performance of the non-load heating test, and the fire performance of each steel type was evaluated by performing two-dimensional heat transfer analysis including fireproofing protection. And the optimum coating thickness which satisfy the same target fire resistance time.

**KEY WORDS:** Fire and seismic resistant steels ; Fire resistance performance ; Critical temperature ; Thermal stress analysis ; Fireproofing protection

# 내화 · 내진형강의 내화성능 및 경제성 평가

김 승 환

한국해양대학교 대학원  
토목환경공학과

## 초 록

구조물에 발생한 화재는 구조부재의 내력을 저하시키고, 더 나아가 붕괴를 유발하게 된다. 최근의 국내 화재추이와 초대형화 및 초고층화가 되고있는 건축물 동향을 복합적으로 고려하면 앞으로 더욱 큰 규모의 피해를 유발할 것으로 판단된다. 이와 같은 배경과 더불어 지진, 강풍, 폭설 등의 재해에 대비한 구조물 안정성 확보를 위하여 H사는 355MPa급 내화 · 내진강재를 개발하였다.

내화 · 내진강재는 고온 시의 항복강도 유지성능과 저항복비를 양립시킨 고기능 강재이다. 이러한 개발강재는 인장시험을 통해 재료적인 성능을 만족한 수준이며, 구조부재로 사용되는 형강류에 대한 실물실험은 진행된 바가 없으므로 건축 주요부재로서의 적용 타당성의 확보와 상용화를 위한 내화성능 및 경제성 평가가 필요하다.

이 연구에서는 수치해석적 방법을 이용하여 내화 · 내진강의 내화성능을 부재 단위로 평가하였다. 내화성능을 평가하는 내화시험을 구현하기 위해 ABAQUS의 열응력해석 모델을 개발하고, 이를 기존연구의 검증을 통해 타당성을 확보하였다. 개발된 열응력해석 모델을 통해 내화 · 내진강 및 비교대상 강재인 일반 탄소강을 적용한 총 36개의 모델에 대하여 해석을 수행하였으며, 국내 내화시험규격(KS F 2257-1)의 하중지지력성능 조건으로 내화성능시간을 산정하였다. 또한, 내화성능시간 당시의 단면온도를 측정하여 한계온도를 산정하였으며, 이를 부재의 기능과 재료에 관계없이 일률적으로 적용되고

있는 기존의 한계온도(538℃)와 비교하였다. 열응력해석으로 산정된 내화성능 시간 및 한계온도를 통해 내화·내진강의 내화성능을 정량적으로 평가하였다.

산정된 한계온도를 비재하가열시험의 내화성능 평가기준으로 설정하고, 피복재를 포함한 2차원 열전달해석을 수행하여 강종별 내화성능을 평가하였다. 그리고 동일한 목표 내화성능시간을 만족하는 최적 피복두께를 산정하였다.



**KEY WORDS:** 내화·내진강 ; 내화성능 ; 한계온도 ; 열응력해석 ; 내화피복

# 제 1 장 서 론

## 1.1 연구배경 및 목적

2017년 화재통계연감에 따르면 2008년부터 2017년까지의 평균적인 화재건수는 44,103건, 인명피해 2,181명(사망 325명, 부상 1,856명), 그리고 재산피해 3,648억에 육박하는 것으로 나타났다. Fig. 1-1에 연도별 화재건수 및 재산피해 추이를 나타내었으며, 화재로 인한 막대한 피해가 지속적으로 발생하고 있는 것으로 나타났다. 이와 같이 높은 화재빈도수는 최근 건축물의 초고층화 및 초대형화되는 추세와 복합적으로 고려하면 앞으로 더욱 큰 규모의 피해를 유발할 가능성이 클 것으로 판단된다.

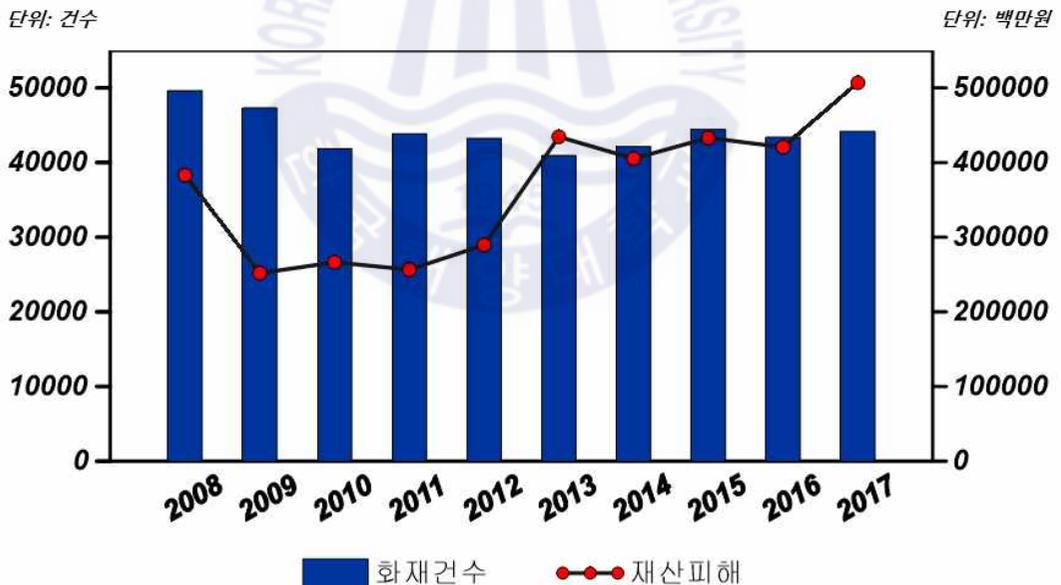


Fig. 1-2 Trend of fire occurrence in domestic (2008~2017 year)

구조물에 발생한 화재는 구조부재의 내력을 저하시키며 더 나아가 구조물 붕

피를 야기하여 중대한 피해를 유발할 가능성이 크다. Fig. 1-2에 화재로 인해 구조물이 붕괴에 이르게 된 사례를 나타냈다. 2001년 9월 11에 발생한 뉴욕 세계무역센터(World Trade Center)의 붕괴는 화재에 의한 구조물 붕괴를 단적으로 보여주는 일례이다. 이 사고는 여객기 충돌로 건물 내에 화재가 발생하였으며, 여객기의 연료가 연소되면서 급속도로 상승한 온도가 구조부재의 내력을 저하시켜서 붕괴된 것으로 미국 국립기술표준원(NIST)에 의해 조사되었다. 또 다른 사례는 2017년 1월 19일에 테헤란에서 발생한 플라스코 빌딩(Plasco Trade Center)의 붕괴이며, 건물붕괴의 전조증상이 없어 진화작업 중인 소방관을 포함하여 약 400명의 사상자가 발생한 사고이다.



(a) World Trade Center(New York)

(b) Plasco Trade Center(Tehran)

**Fig. 1-3** Cases of structure collapse by fire

위 사례들은 화재가 구조물 내력에 매우 심각한 영향을 주는 것을 극명하게 보여주고 있으며, 국내의 경우에도 건축물의 추세가 초고층 및 초대형화인 것

을 미루어 보아 화재에 의한 구조물 붕괴 위험이 항상 주변에 있음을 주의해야 한다. 이와 같이 구조화재공학(Structural Fire Engineering)적인 관점에서 화재에 대한 구조물 안전성 확보를 위한 연구 및 소재 개발이 활발히 진행되어 왔다.

국내에서는 최근 건축 구조물이 고층화되는 추세에 화재 이외에도 지진, 강풍, 폭설 등의 재해에 대비한 구조물 안정성 확보라는 소재 개발의 타당성을 가지고 내화 및 내진 성능을 동시에 갖춘 고기능 강재를 개발하고 있다. 현재 355MPa급 내화·내진강재(Fire and Seismic resistant steel)에 대하여 고온 시향복강도 유지성능 및 저항복비를 양립시켜 개발을 완료하였다. 그러나 개발강재는 시험편테스트를 통해 재료의 기계적 특성을 만족한 수준에 그치며, 구조부재로 사용되는 형강류에 대한 실물실험은 진행된 바가 없다. 따라서 이 연구에서는 국내에서 개발된 내화·내진형강(이하 ‘FSR355’로 칭함)의 내화성능을 부재 단위로 평가하였으며, 이 과정에서는 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS (Dassault Systems Simulia Corp.)가 사용되었다.



(a) 1000ton 기둥재하가열시험장비



(b) 장스팬 수평가열로 100ton 액츄에이터

Fig. 1-4 Equipment of fire resistance test (in KICT)

내화시험은 높은 실험비용으로 다양한 케이스에 대한 실험이 현실적으로 어렵다. 또한 고온에서 수행되므로 정밀도를 가지기 어려운 제약조건이 있다. 국내의 실물내화시험이 가능한 장비를 보유한 곳은 건설기술연구원이 유일하며, Fig. 1-3에 시험장비의 전경을 나타내었다. 기둥부재의 경우는 최대하중 1000ton급으로 최대높이 5m이고, 보부재의 경우 장스팬 가열로이며 최대 10m 연장에 대한 시험이 가능하다. 그러나 구조물의 초고층화 및 초대형화가 됨에 따라 이러한 시험 규모의 조건은 내화설계 데이터베이스 구축의 어려움으로 다가온다. 이를 극복하고자 과거부터 유한요소해석법을 통한 내화연구가 다수 진행되었으며, 주요 연구들의 결과를 통해 설계기준이 정립된 사례가 있다. 이 연구에서는 ABAQUS의 열응력해석으로 실물내화시험을 구현하였으며, 검증된 모델링 기법을 상세히 설명하였다. 그리고 보 및 기둥 부재에 대한 내화성능을 내화·내진형강인 FSR355와 동일한 상온 강도를 갖는 SM355 강재를 비교하여 평가하였다.

내화성능은 동일한 가열조건에서 확보되는 내화성능시간으로 평가하였으며, 내화성능시간 당시의 단면 온도를 ‘하중지지력성능을 고려한 한계온도’라고 칭한다. 또한 하중지지력성능을 고려한 한계온도와 해외코드의 기존 한계온도법에 의해 결정되는 한계온도와 비교하였다. 재료의 기계적 특성에 의존하여 결정되는 기존 한계온도법은 Eurocode 3에서 먼저 등장했으며, 다음 장에서 자세히 기술한다. 현재 국내의 내화성능기준에서도 기존 한계온도법에 근거한 한계온도를 준용하고 있으며, 허용온도와 최고온도로 표현하고 있다. 해석적인 방법으로 하중지지력성능을 고려한 한계온도를 산정하여 현행 내화성능기준과의 비교를 통해 현행 한계온도의 적용성을 검토하였으며, FSR355의 수요확대를 위한 맞춤형 한계온도를 산정하였다.

마지막으로 산정된 한계온도를 기초하여 FSR355의 경제성을 평가하였다. 강재의 열적 특성상 온도 확산 및 승온 속도의 구배가 급격하다. 따라서 고온에서의 내력 성능이 탁월한 내화강재의 경우에도 내화피복재의 사용이 불가피하다. 내화피복재는 구조부재의 차열성능을 높여서 내화성능시간 동안 한계온도를 초과하지 않게 하는 역할을 한다. 그러나 피복재는 두께가 클수록 부재변형

에 의한 탈락현상이 잦기 때문에 목표 내화성능시간을 확보하는 최소의 피복 두께로 시공하는 하는 것이 중요하다. 또한 피복재의 두께가 클수록 시공이 어렵고 공사기간이 길다. 이와 같은 이유에서 내화피복재 사용의 절감을 통한 경제성 향상의 정도를 평가 대상 철골 구조물로서 평가하였다.



## 1.2 연구동향

한국은 유례없는 급속도의 발전을 이룩했으며, 현재는 선진국 대열에 어깨를 나란히 하고 있다. 그러나 이와 같은 국내의 건설 역사는 많은 구조물을 건설하는 것에 급급하였고 방재 및 안전에는 무관심했던 것으로 많은 전문가들은 평가한다.

해외의 내화설계에 관한 연구는 1980년부터 본격적으로 진행되었으며, 1990년대 영국에서 수행된 카딩턴 화재시험(Cardington fire test)이 대표적이다. 카딩턴 화재시험은 8층 규모의 실제구조물(철골, 콘크리트, 목재구조 등)을 대상으로 수행된 대규모 화재시험이며, 내화연구의 발전에 상당한 영향을 발휘했다. 이 화재시험에는 셰필드대학(Univ. of Sheffield), 임페리얼대학(Univ. of Imperial), 에든버러대학(Univ. of Edinburgh)이 참여했으며, 셰필드 대학에서는 자체적으로 개발한 FE 소프트웨어인 VULCAN을 이용하여 시험을 검증하고 다양한 변수연구를 진행하였다. 그리고 에든버러대학에서는 ABAQUS를 이용하여 많은 연구를 진행하였다. 셸 및 빔요소를 활용한 수치해석 모델을 개발하였으며, 개발된 모델을 통해 단면, 경계조건, 온도 등 다양한 변수해석을 수행하였다. 벨기에 리에주대학(Univ. of Liege)의 Franssen 교수는 3D 내화거동 분석을 위하여 SAFIR라는 FE 소프트웨어를 개발하였으며, 이를 이용하여 얻은 해석적 연구결과는 Eurocode 3의 고온에서의 설계 압축강도식으로 제안되었다. 이와 같이 화재시험을 수치해석적으로 모사하기 위한 많은 연구가 이루어졌고, 개발된 화재시험 수치모델을 이용한 해석적 연구를 토대로 코드에 식이 도입이 될 정도로 충분한 신뢰성을 갖는 것으로 나타났다.

반면에 국내의 경우 화재라는 방재에 대한 관심을 갖기 시작한 것이 2000년대 초반으로 선진국과 비교하면 약 20년 이상의 기술격차를 가지고 있는 실정이다. 국내의 내화설계기준은 대부분 ISO/TC 92의 내용을 준용하고 있으며 독자적인 기술로 정립된 부분은 거의 없는 것으로 판단된다. 또한 미국, 유럽을 비롯한 선진국의 성능기반적 내화설계를 따르는 추세에 따라가지 못하고 아직도 설계기준적인 내화설계로 비합리적인 내화설계가 이루어지고 있는 있다. 이

와 같은 내화설계 기술의 격차를 좁히고자 국내의 많은 연구자들이 내화거동관련 수치해석기법, 고온시 재료의 열적 및 기계적 물성치 구축 등 다양한 측면에서 연구하고 있다.

국내에서는 실험 및 해석적인 방법으로 구조 부재의 내화성능을 평가한 연구가 다수 있다. 이상록(2002)은 국내 내화성능시험 중 재하가열시험을 통해 보부재 및 기둥부재의 한계온도를 평가하고 국내 내화성능기준의 한계온도와 비교를 하였다. SS275 강재에 대한 하중비(축력비, 모멘트비)를 변수로 하여 한계온도를 도출하였다. 이 실험적 연구는 현행 내화성능평가 기준에서 제시하는 한계온도가 안전측이라고 밝혔으며, 성능기반적 내화설계를 위해서는 단면, 하중전달 등의 조건을 고려한 한계온도의 정립이 필요하다고 제안했다. 권인규(2010)는 SS275 강재의 보부재와 상부에 콘크리트 슬래브가 결합된 합성구조에 대하여 재하가열시험을 통해 한계온도를 산정하고, 이를 통해 내화성능을 평가하였다. 마찬가지로 웹부재 콘크리트를 충전한 합성구조에 대해서도 내화성능을 평가하였다. 이 연구에서는 하중비와 한계온도가 반비례하는 경향을 나타냈으며, 밀접한 관계를 갖는 것을 규명했다. 따라서 다양한 하중비를 고려한 한계온도가 마련되어야 할 것으로 판단된다. 윤성기(2015)는 해석적인 방법으로 항복강도가 275MPa급 강종을 적용한 H형강 보부재의 내화성능을 분석하였다. 해석에 이용된 프로그램은 ABAQUS이며, 열해석 방법을 소개하고 기존연구에 대한 검증을 실시하였다. 검증된 수치해석 모델을 이용하여 단면과 하중비를 변수로 하여 내화성능을 평가하고 한계온도를 산정하였다. 또한 내화피복 두께에 따라 각 단면에 대한 내화성능시간을 산정하고 법정 내화성능기준에 적절한 내화피복두께를 산정하였다. 안재권(2015)은 각형 CFT 기둥에 대한 실험 및 해석적 연구를 통해 실험을 대체할 수 있는 수치해석기법을 개발하였고, 검증을 통해 제시된 수치해석기법이 내화성능을 합리적으로 예측이 가능한 것으로 나타났다. 해석에 이용된 프로그램은 ABAQUS이다. 박한나(2009)는 철골보를 대상으로 개발된 수치해석기법을 적용하여 구조 및 열적 변수해석을 수행하였으며, 다중회귀분석을 통해 내화성능시간을 합리적으로 예측할 수 있는 평가식을 제안하였다. 이와 같이 국내에서는 모든 조건에 대하여 일률적으로 적용되고 있

는 현행 내화성능기준의 한계온도의 불합리함을 규명하기 위한 연구가 많이 진행되었다. 또한 해석적인 방법에는 주로 ABAQUS가 많은 연구에 이용된 것으로 확인되었으며, 신뢰성이 높은 프로그램인 것으로 판단된다.

이 밖에도 해석적 연구에 가장 중요하다고 해도 과언이 아닌 재료의 열적 및 기계적 특성을 연구가 수행된 바가 있다. 고온시 재료물성에 대한 연구는 권인규가 대표적이며, SM420 및 SM460(2007), SM275(2013), FR355(2013), TMCP FR355(2013) 등 다양한 강종에 대한 고온물성을 구축하는 연구를 수행하였다. 성능기반적 내화설계의 구축을 위해서는 고급 수치해석기법의 개발도 중요하지만 사실상 해석결과를 좌우하는 고온물성 DB의 구축이 절대적으로 필요하다고 판단된다.



### 1.3 연구내용 및 범위

이 연구의 목표는 개발된 내화·내진강재인 FSR355를 적용한 H형강에 대하여 해석적으로 내화성능평가를 하는 것이다. 내화성능은 한계온도를 기준삼아 평가되었으며, 연구내용의 기술에 앞서 기존 한계온도법과 현행중인 국내 내화성능기준에 대한 자세한 설명을 통하여 하중지지력성능을 고려한 더욱 합리적인 한계온도 산정의 필요성을 제고하였다.

내화성능시험을 수치해석기법으로 구현하는 ABAQUS 열해석 모델링기법을 자세히 소개하며 기존연구의 검증을 통해 이 연구의 해석기법의 타당성을 증명한다. 그리고 해석 비교대상인 FSR355 및 SM355에 대하여 구축된 고온물성 데이터를 통해 재료 모델을 설정하였다. 구조부재의 내화성능은 보와 기둥에 대하여 각각 평가하였으며, 단면, 연장, 강종을 변수로 하여 각각 18개의 모델로 총 36개의 모델에 대하여 해석을 수행하고 강종별 대표적인 한계온도를 산정하였다. 일반 탄소강의 경우 산정된 한계온도를 국내 한계온도와 비교 검토를 실시하였고, FSR355의 경우 일반강재보다 상향된 한계온도를 산정하여 내화성능의 향상정도를 정량적으로 평가하였다. Fig. 1-4에 이 연구의 흐름도를 나타냈으며, FSR355의 내화성능평가부터 경제성평가까지의 연구 순서 및 방법론을 간략하게 나타냈다.

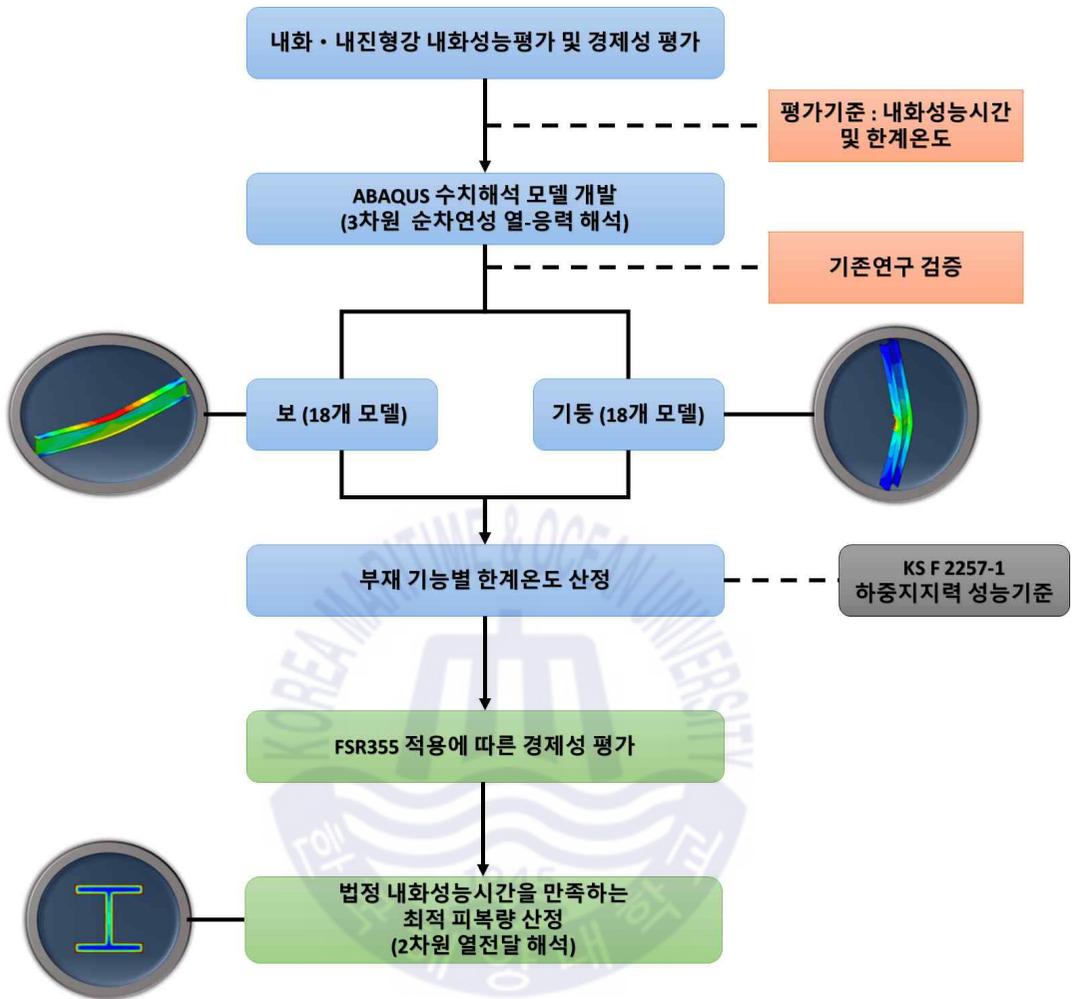


Fig. 1-4 Flow of study

## 제 2 장 한계온도법

이 장에서는 국·내외 내화설계코드에서 적용되고 있는 한계온도법을 분석하였으며, 한계온도법의 개념에 대하여 면밀히 고찰하였다.

### 2.1 Eurocode 3

Eurocode 3(EN 1993)는 강구조 설계코드로 토목 구조물 뿐만아닌 건축물까지 총망라되어 있어 그 적용범위가 넓은 고수준의 설계기준이다. EN 1993-1-2는 내화설계를 다루고 있으며, 많은 선행 연구에서 활용되고 있다. 단순계산모델(Simple calculation models)부터 고급계산모델(Advanced calculation models)까지 기술되어 있으며, 한계온도법은 단순계산모델에 속하는 방법으로 비재하내화시험의 타당성을 갖게 한 이론이다. 한계온도법은 화재시 하중저감계수에 지배적으로 계산된다. 식 (2.1)~(2.8)은 화재시 변동하중의 조합계수와 변동하중/고정하중의 비에 의하여 결정되는 화재시 하중저감계수의 관계를 유도한 것이다. 그리고 Fig. 2-1에 식 (2.8)을 나타내었다.

$$E_{d,fi} = \eta_{fi} E_d \quad (2.1)$$

화재시 소요하중은 상온시 설계하중에 화재시 하중저감계수를 곱하여 계산된다.

$$\eta_{fi} = \frac{E_{fi,d,t}}{E_d} \quad (2.2)$$

다시 표현하면 화재시 하중저감계수는 화재시 소요하중과 상온시 설계하중의 비로 나타난다.

$$E_{fi,d,t} = \gamma_{GA} \cdot G_k + \Psi_{1,1} \cdot Q_k \quad (2.3)$$

화재시 소요하중은 공칭 고정하중에 화재시 고정하중의 하중계수의 곱한 값과 공칭 변동하중에 화재시 변동하중의 조합계수를 곱한 값을 더하여 연산된다.

$$E_d = \gamma_G \cdot G_k + \gamma_Q \cdot Q_k \quad (2.4)$$

마찬가지로, 상온시 설계하중은 공칭 고정하중에 상온시 고정하중의 하중계수를 곱한 값과 공칭 변동하중에 상온시 변동하중의 하중계수를 곱한 값을 더하여 연산된다.

여기서, 식 (2.3), (2.4)에  $\xi = \frac{Q_k}{G_k}$ 의 관계를 적용하면 식 (2.5), (2.6)과 같다.

$$E_{fi,d,t} = G_k(\gamma_{GA} + \Psi_{1,1} \cdot \xi) \quad (2.5)$$

$$E_d = G_k(\gamma_G + \gamma_Q \cdot \xi) \quad (2.6)$$

$\gamma_{GA}$ ,  $\gamma_G$ ,  $\gamma_Q$ 는 국가별로 다르게 적용이 되며, Eurocode 3에서는  $\gamma_{GA} = 1.0$ ,  $\gamma_G = 1.35$ ,  $\gamma_Q = 1.5$ 를 적용한다. 따라서, 식 (2.7)과 같이 표현된다.

$$\eta_{fi} = \frac{E_{fi,d,t}}{E_d} = \frac{G_k(1.0 + \Psi_{1,1} \cdot \xi)}{G_k(1.35 + 1.5 \cdot \xi)} = \frac{1.0 + \Psi_{1,1} \cdot \xi}{1.35 + 1.5 \cdot \xi} \quad (2.7)$$

여기서,  $E_d$  : 상온시 설계하중

$E_{d,fi}$  : 화재시 소요하중

$\eta_{fi}$  : 화재시 하중저감계수

$G_k$  : 공칭 고정하중

$Q_k$  : 공칭 변동하중

$\xi$  : 공칭 변동하중과 공칭 고정하중의 비 ( $Q_k/G_k$ )

$\gamma_G$  : 상온시 고정하중의 하중계수, 1.35

$\gamma_Q$  : 상온시 변동하중의 하중계수, 1.5

$\gamma_{GA}$  : 화재시 고정하중의 하중계수, 1.0

$\Psi_{1,1}$  : 화재시 변동하중의 조합계수

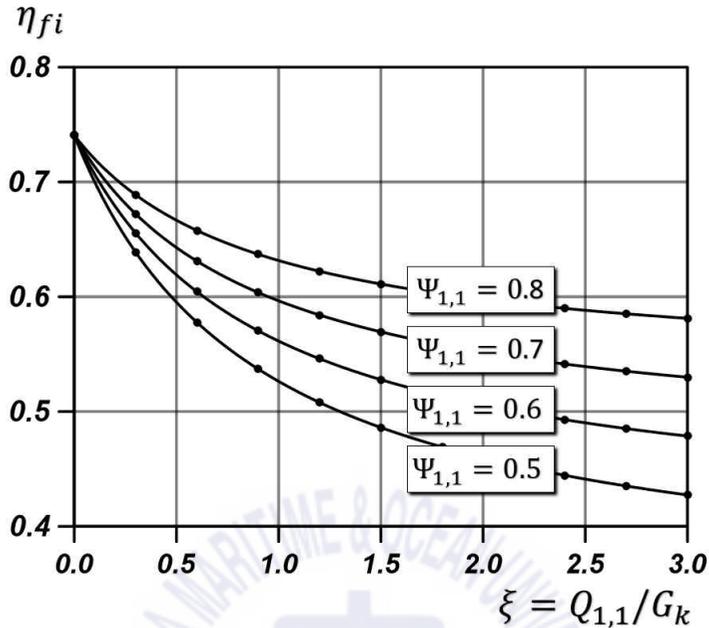


Fig. 2-1 Variation of the reduction factor with the load ratio

Fig. 2-1에 의하면 화재시 하중저감계수는  $\xi$ 와  $\Psi_{1,1}$ 에 의해 상이한 값을 나타내는 것을 알 수 있다. 따라서 구조물의 내화설계시 용도 및 적용 설계하중에 대하여 적절한 하중저감계수를 고려해야 할 것으로 판단된다.

Eurocode 3에서는 일반 탄소강에 국한하여 한계온도를 제시하였으며 식 (2.8)과 같다.

$$\theta_{a,cr} = 39.19 \cdot \ln \left[ \frac{1}{0.9674\mu_0^{3.833}} - 1 \right] + 482 \quad (2.8)$$

일반 탄소강 부재의 한계온도는 부재의 강도비에 지배적인 것으로 나타났다. 한계온도와 화재시 하중저감계수의 관계는 식 (2.9), (2.10)과 같다.

$$\mu_0 = E_{f_i,d} / R_{f_i,d,0} \quad (2.9)$$

화재시 소요하중과 t=0인 시점에서 부재의 설계강도와의 비를 강도비라고 칭

한다. 결국  $R_{fi,d,0}$ 는 상온시 부재의 설계강도와 같은 개념이며,  $E_d$ 와 같다. Eurocode 3에서는 인장부재에 한하여 대안식을 제시하였으며 식 (2.10)과 같다.

$$\mu_0 = \eta_{fi} [\gamma_{M,fi} / \gamma_{M0}] \quad (2.10)$$

앞에서 기술한 화재시 하중저감계수에  $\gamma_{M,fi} / \gamma_{M0}$ 를 곱한 값을 강도비로 정의하였으며, 안전한 측면에서 화재시 단면의 강도감소계수와 상온시 단면의 강도감소계수는 '1'을 권장하였다.

따라서,  $\mu_0 = \eta_{fi}$ 로 나타낼 수 있으며, Eurocode 3의 한계온도법은 강도비 혹은 하중비에 따라서 계산되는 것으로 나타났다.

여기서,  $\theta_{a,cr}$  : 일반 탄소강 부재의 한계온도

$\mu_0$  : t=0인 시점에서 부재의 강도비

$R_{fi,d,0}$  : t=0인 시점에서 부재의 화재 설계강도

$\gamma_{M,fi}$  : 화재시 단면의 강도감소계수, 1.0

$\gamma_{M0}$  : 상온시 단면의 강도감소계수, 1.0

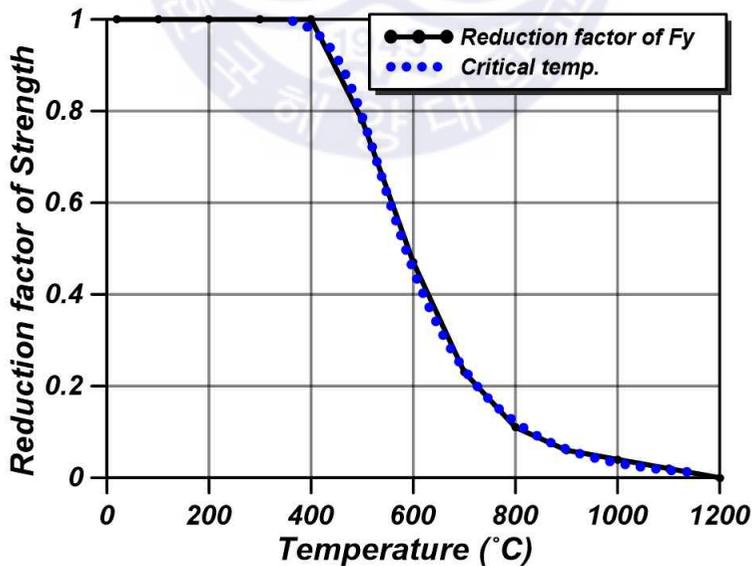


Fig. 2-2 Comparison between  $\mu_0$  and  $\eta_{fi}$

이와 같은 관계를 확인하기 위하여 Eurocode 3에서 제시하는 일반 탄소강의 고온시 항복강도의 저감계수와 한계온도 공식인 식 (2.8)을 비교하였으며, Fig. 2-2와 같다. 일반 탄소강 한계온도는 강도비가 0.013 이상에서 적용된다고 명시되어 있으며, 그 이후 구간에 대하여 식 (2.8)과 일반 탄소강의 항복강도 저감계수의 값이 일치하는 것으로 나타났다.



## 2.2 국내 내화설계기준

국내의 강구조 내화설계기준으로는 ‘KDS 14 31 50 : 강구조 물고임 및 내화설계기준(하중저항계수설계법)’이 있다. 그러나 구체적인 기준이 명시되어 있지 않으며, 지침적인 내용으로 구성되어 있다. 성능적 내화설계와 구조해석에 의한 내화성능 평가를 언급하고 있지만 사실상 품질시험에 의한 내화성능 평가에 의존하여 내화설계가 이루어지고 있는 실정이다.

건축구조 부재의 내화시험에 관한 기준은 KS 국가표준에 등재되어 있으며, 보, 기둥, 그리고 그 외 구획부재들에 대하여 각각의 내화시험방법과 성능조건에 대한 내용들이 수록되어 있다. 주요부재인 기둥 및 보의 내화성능시험은 KS F 2257-1, 6, 7에서 다루고 있다.

내화성능시험은 재하시험(Loading test)과 비재하시험(Unloading test)으로 구분된다. 재하시험은 하중이 재하되는 부재에 가열을 실시하여 하중지지력성능 기준으로 내화성능을 평가하는 방법이며, 비재하시험은 단순 가열 후 단면의 한계온도 성능기준으로 내화성능을 평가하는 방법이다. 재하시험의 경우 절차가 복잡하고 고비용이라는 단점으로 인해 비교적 간단한 비재하시험을 통해 평가하는 추세이다. 그러나 하중지지력성능을 고려하는 재하시험이 비재하시험에 비해 더 높은 신뢰성을 갖는 것은 분명하다.

비재하시험의 성능기준인 한계온도는 국내 기준의 경우 허용온도와 최대온도로 구분하여 표현하고 있다. KS F 2257-7과 KS F 2257-6은 기둥과 보의 구체적인 내화시험방법을 수록하고 있으며, 비재하 시험시 허용온도는 538°C, 최고온도는 649°C를 성능 기준으로 규정하고 있다. 이러한 성능기준은 국제표준화기구인 ISO/TC 92(International Organization for Standardization/Technical community 92)에서 제정한 ISO 834의 내용을 준용하고 있다. Table 2-1에 ISO 834와 그에 대응되는 KS 2257을 정리하여 나타내었다. 이 연구에서는 개발강재가 주요구조부재의 역할을 하는 경우에 대한 성능 평가가 주된 목적으로, 표에 적색으로 표시한 기준의 내용들이 연구에 적용되었다.

**Table 2-1** Standards of ISO and KS fire-resistance test

ISO 834 내화성능시험 표준	KS 2257 내화성능시험 표준
ISO 834-1 : Fire resistance tests - Elements of building construction Part 1 - General requirements	KS F 2257-1 : 건축부재의 내화시험방법 - 일반요구사항
ISO 834-4 : Fire resistance tests - Elements of building construction Part 4 - Specific requirements for load bearing vertical separating elements	KS F 2257-4 : 건축부재의 내화시험방법 - 내력 수직 구획부재의 성능조건
ISO 834-5 : Fire resistance tests - Elements of building construction Part 5 - Specific requirements for load bearing horizontal separating elements	KS F 2257-5 : 건축부재의 내화시험방법 - 수평내력 구획부재의 성능조건
ISO 834-6 : Fire resistance tests - Elements of building construction Part 6 - Specific requirements for beams	KS F 2257-6 : 건축부재의 내화시험방법 - 보의 성능조건
ISO 834-7 : Fire resistance tests - Elements of building construction Part 7 - Specific requirements for columns	KS F 2257-7 : 건축부재의 내화시험방법 - 기둥의 성능조건
ISO 834-9 : Fire resistance tests - Elements of building construction Part 9 - Specific requirements for non-load bearing ceiling elements	KS F 2257-9 : 건축부재의 내화시험방법 - 비내력 천장의 성능조건

다시 정리하면 국내 내화성능시험 표준인 KS F 2257-1, 6, 7은 ISO 834-1, 6, 7을 준용한 것이며, KS F 2257-1, 혹은 ISO 834-1은 일반요구사항에 대한 것으로서 공통적인 시험조건 및 재하시험시의 하중지지력 성능 기준이 수록되어 있다. KS F 2257-6, 혹은 ISO 834-6은 보의 내화성능시험에 대하여 구체적인 내용과 비재하시험시의 한계온도 성능조건이 수록되어 있다. KS F 2257-7, 혹은 ISO 834-7은 기둥의 내화성능시험에 대한 구체적인 내용 및 비재하시험시의 한계온도 성능조건이 수록되어 있다. 내화성능기준에 대한 주요내용을 Table 2-2에 정리하였다.

**Table 2-2** Criteria for evaluating the fire performance of load tests and non-load tests

Loading Test (KS F 2257-1)				Unloading Test (KS F 2257-6, 7)			
Loadbearing capacity criteria				Critical temperature criteria			
Beam		Column		Beam		Column	
Limiting deflection (mm)	Limiting rate of deflection (mm/min)	Limiting axial contraction (mm)	Limiting rate of axial contraction (mm/min)	Temperature (°C)		Temperature (°C)	
				Allowable	Maximum	Allowable	Maximum
$D = \frac{L^2}{400d}$	$\frac{dD}{dt} = \frac{L^2}{9000d}$	$C = \frac{h}{100}$	$\frac{dC}{dt} = \frac{3h}{1000}$	538	649	538	649

여기서, L : 시험편의 스패

d : 시험편의 단면 높이

h : 시험편의 초기 높이

내화성능시험에 적용되는 가열조건은 ISO 834-1의 표준온도곡선(Standard time/temperature curve)이며, Fig. 2-3과 같다. EN 1991-1-2에서는 표준온도곡선 외에도 여러 가지 화재 상황에 대한 온도곡선을 제시하였다. 식 (2.11)은 표준온도곡선, 식 (2.12)는 외부화재상황에 대한 화재곡선, 그리고 식 (2.13)은 가연물이 탄화수소물인 경우의 화재곡선이다. Fig. 2-4에 외부화재곡선(External fire curve)와 탄화수소화재곡선(Hydrocarbon curve)을 비교하였다.

$$\text{Standard fire curve : } T = 20 + 345 \log_{10}(8t + 1) + 20 \quad (2.11)$$

$$\text{External fire curve : } T = 660(1 - 0.687e^{-0.32t} - 0.313e^{-3.8t}) + 20 \quad (2.12)$$

$$\text{Hydrocarbon curve : } T = 1080(1 - 0.325e^{-0.167t} - 0.675e^{-2.5t}) + 20 \quad (2.13)$$

Eurocode 3에서는 성능기반적 내화설계를 위한 다양한 화재곡선모델을 제시하고 있다. 그러나 내화성능시험의 경우에는 화재조건마다 상이한 화재곡선으로서 시험을 수행하기가 어려우므로 표준온도곡선으로 가열시험을 한다.

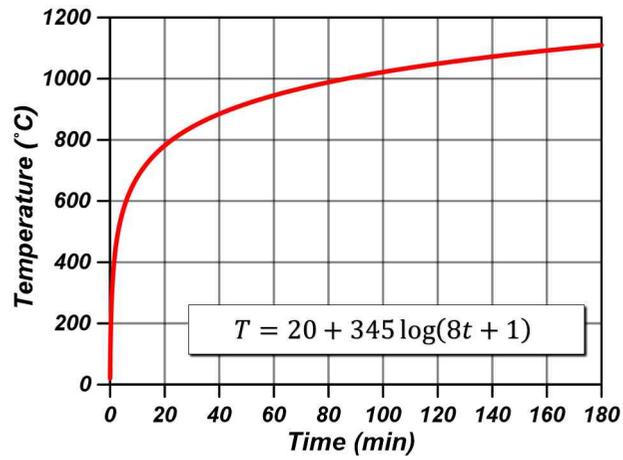


Fig. 2-3 Standard time/temperature curve - ISO834-1

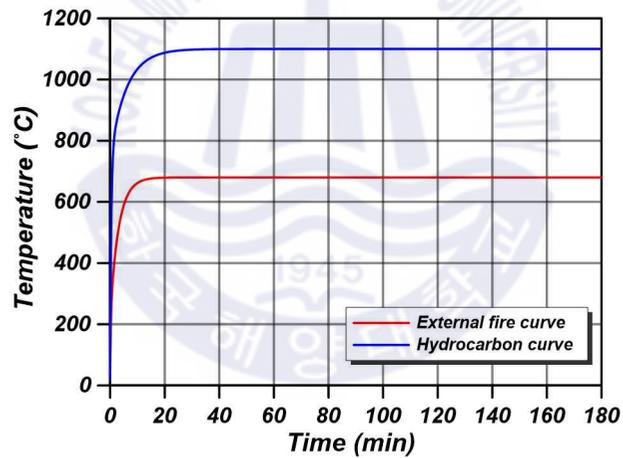


Fig. 2-4 External fire curve and Hydrocarbon curve

### 2.3 고찰

비재하시험은 한계온도를 기준으로 하여 평가하고 있으며, Eurocode 3의 표현과 달리 허용온도와 최고온도라는 단어로 표현하고 있다. 사실 ISO 834에서는 Eurocode 3의 한계온도법을 근거하여 허용온도와 최고온도를 설정하였으며, 2.1절에서 유도한 한계온도법에 의하면 하중비, 혹은 강도비에 따라 갖는 다양한 한계온도 값 중 특정 하중비에 대한 한계온도를 제시하고 있다는 것을 알 수 있다. ISO 834에서는 당시 허용응력설계법의 개념을 적용하여 하중비 0.65에 대한 한계온도만을 제시하였으며, 이것을 허용온도라고 표현했다. 그리고 최고온도는 하중비 0.33에 대한 한계온도로, 상온 항복강도의 1/3 수준에 대한 값이다.

Eurocode 3의 한계온도법이 재료 강도비 정수에 의해 산정되는 것에 있어서 결정적인 근거가 앞에서 기술한 식 (2.10)이며, 이 식은 인장부재에 제한하여 적용하는 점에 있어서 압축지배부재인 기둥에 한계온도법을 적용하는 것은 모순점이라고 볼 수 있다. 그러나 이와 같은 이론적 배경으로 적용되고 있는 한계온도가 부재의 기능과 재료에 구분하지 않고 일률적으로 적용되고 있다는 점에서 필자는 우려를 표하는 바이다. 그 외에 건축기술의 발전으로 다양한 용도 및 형식의 구조물이 생겨나고 있는 추세이므로, 더욱 다양한 하중비에 대한 한계온도 기준의 제시가 필요하다고 판단된다. 그러나 이러한 연구는 상당히 광범위할 것으로 예상된다.

ISO 834에서는 하중비 0.65에 대한 한계온도를 적용하고 있으며, 동시에 독일의 철골 내화설계에서도 NAD(National Application Document)에 따라 특별한 계산없이 하중비 0.65에 대하여 내화설계를 하고 있다. 따라서 이 연구에서는 대표적인 하중비인 0.65에 대하여 FSR355를 적용한 구조부재의 내화성능 및 한계온도를 평가하였다. 또한, 구조적인 조건을 고려하지 않고 재료의 고온시 강도비 정수에 지배적으로 계산되는 한계온도법의 문제점을 개선하기 위하여 하중 지지력 성능을 고려하여 합리적인 한계온도를 산정하였다.

## 제 3 장 수치해석 모델 개발

이 연구에서는 고온재하시험을 수치해석법으로 모사하였으며, 이 과정에서 범용 유한요소해석 프로그램인 ABAQUS를 이용하였다. 이 프로그램은 신뢰성 있는 열전도 해석부분을 포함하고 있어 가정하는 화재 조건에 대한 비선형 열전도 해석이 가능하다. 에든버러대학에서는 카딩턴 대규모 화재시험에 대하여 ABAQUS를 이용한 수치해석 검증을 다수 시도하였으며, 신뢰성 있는 수치해석 모델링 기법 등의 많은 연구성과를 얻은 것으로 나타났다. 아직까지 3D에서의 콘크리트 거동에서는 많은 문제점을 남겨 둔 상태이지만, 강재에 대한 열해석은 이미 충분한 신뢰성을 확보하였다. 이 장에서는 ABAQUS를 이용한 열해석 기법에 대하여 상세히 설명하고, 기존연구에 대한 검증을 통해 최종적으로 수치해석 모델 개발한다.

### 3.1 열해석 방법

이 연구에서는 각 계산에 대하여 증분(Increment)을 시키면서 연립방정식을 내연적으로 계산하는 ABAQUS/Standard solver를 이용하였다. 열-응력 해석의 방법은 크게 두가지로 구분할 수 있다. 첫 번째는 완전 연성 열-응력 해석(Fully coupled thermal-stress analysis)이며, 열전달해석과 열전달로 인한 비선형적인 온도분포에 의한 구조적 변형에 대한 해석을 동시에 수행하는 방법이다. 기계적인 거동과 열적 거동이 상호간에 큰 영향을 미치는 경우에 대한 계산에서 매우 정확한 해를 도출할 수 있다. 그러나 이 방법은 구조해석 항, 열-구조 연성 항, 그리고 열전달 항을 동시에 포함한 비대칭 자코비안 행렬로, 매트릭스가 매우 크므로 계산속도적인 부분에서 불리하다. 기계적 및 열적 거동이 상호간에 큰 영향을 미치는 이종재료간의 해석에서는 정확한 해를 위해 필요한 해석이라고 할 수 있다. 그러나 이 연구에서는 기계적 응답이 열적 응답에 영향을 주는 해석이 아니므로 효율적이지 않은 방법이라고 판단하였다. 따라서 이 연구에서는 두 번째 방법을 적용하였으며, 순차 연성 열-응력 해석(Sequentially coupled thermal-stress analysis)이라고 불린다.

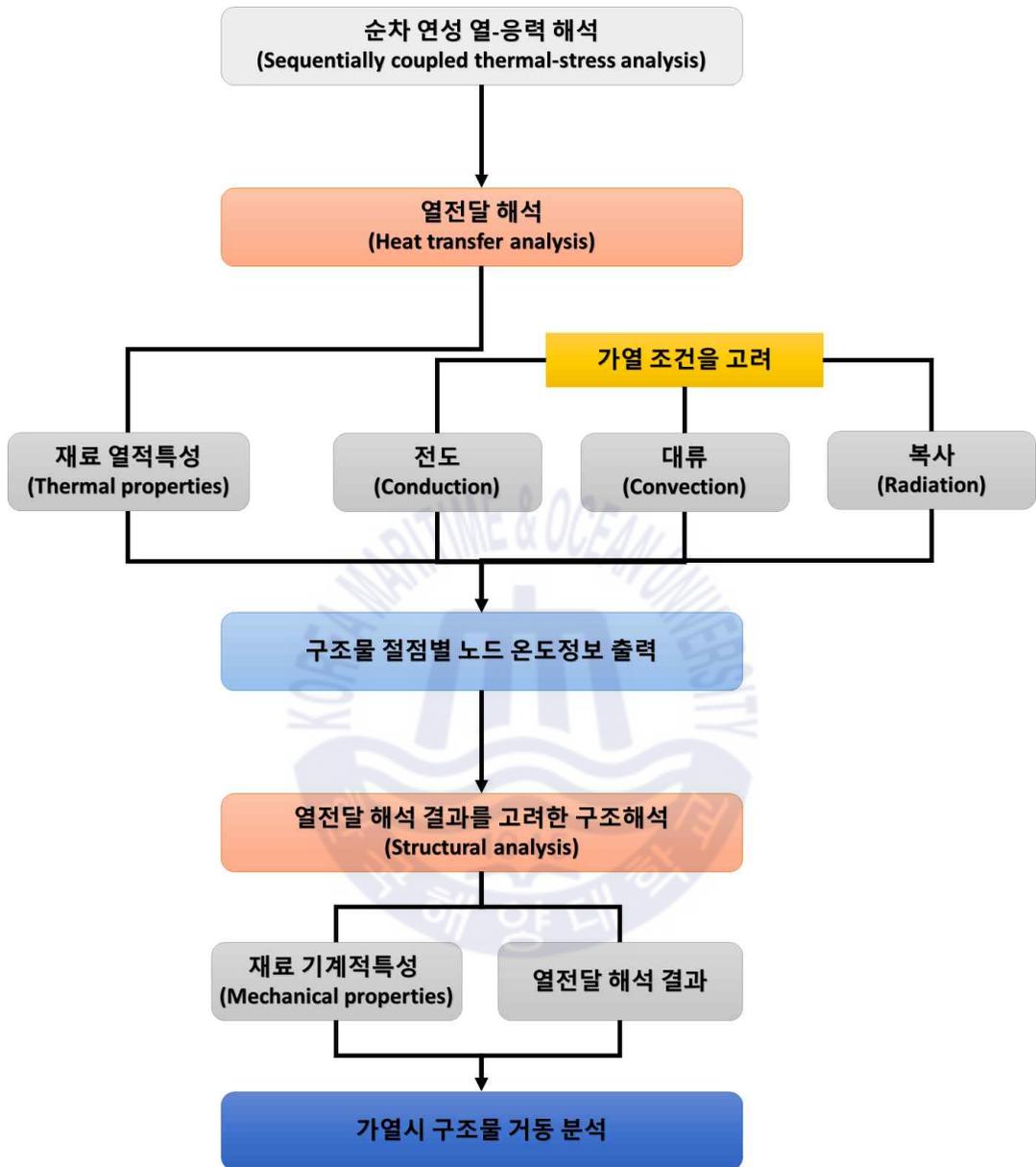


Fig. 3-1 Flow of sequentially coupled thermal-stress analysis

Fig. 3-1에 순차 연성 열-응력 해석의 순서도를 나타내었다. 이 방법은 구조가 열에 의한 영향이 없는 것으로 가정하며, 절점 온도정보에 의한 재료 물성의 변화에 의한 구조 변형을 분석하는 것으로 한다. 해석방법은 가열조건에 따

른 구조물의 시간 변화에 따른 비선형 온도분포를 예측하기 위하여 비정상상태 (Transient) 열전달해석을 수행하고, 절점의 온도 결과를 구조물의 온도 경계조건으로 설정한다. 그 후 경계조건 및 온도에 따른 재료물성치를 적용하여 외력에 대한 거동을 확인한다. 이와 같이 순차 연성 열-응력 해석방법은 상대적으로 단순하고 해석시간이 효율적이다. 이 연구에서는 개발강재 및 일반강재의 일반적인 한계온도를 산정하기 위해 다수의 모델에 대한 해석이 필요하였으며, 해석하고자 하는 모델의 특성상 완전 연성 열-응력 해석과의 계산 차이가 크지 않을 것으로 생각하여 순차 연성 열-응력 해석이 적절하다고 판단되었다.



## 3.2 열전달 이론

### 3.2.1 정상상태 열전달방정식

기본적으로 열전달은 전도, 대류, 복사의 현상으로 이루어지는 열에너지의 이동을 의미한다. Fig. 3.2에 열전달 방정식을 유도하기 위한 직교좌표계(Cartesian coordinate system)의 미소검사체적(Control volume)을 나타내었으며, 에너지( $\dot{E}$ ) 및 전도에 의한 열전달율( $q$ )에 대한 흐름을 각각 표시하였다. 편의상  $x$ 축에 대한 흐름만 표현하였으며, 나머지  $y, z$ 방향에 대해서도 동일하게 유도된다.

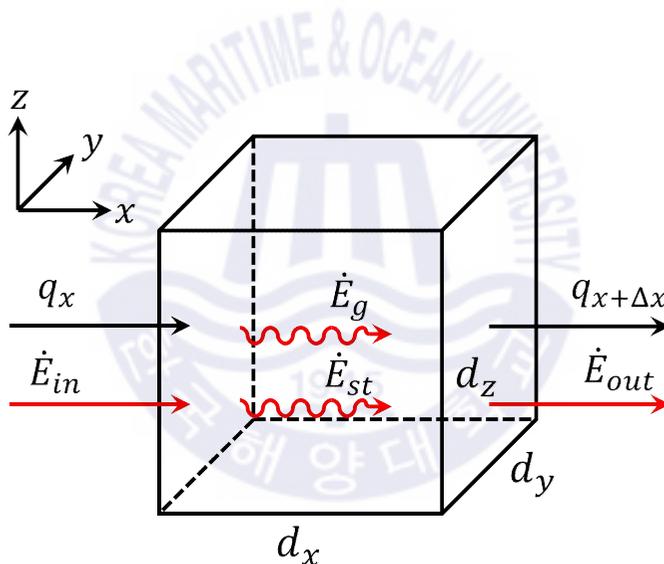


Fig. 3-2 Control volume in Cartesian coordinate system

먼저 열전달은 열확산방정식(Heat diffusion equation)에 지배적으로 작용하며, 에너지보존법칙에 기초하며, 식 (3.1)과 같이 표현된다.

$$\dot{E}_{in} + \dot{E}_g - \dot{E}_{out} = \frac{dE_{st}}{dt} = \dot{E}_{st} \quad (3.1)$$

여기서,  $\dot{E}_{in}$ 은 유입 에너지율,  $\dot{E}_{out}$ 은 유출 에너지율로 표면현상(Surface phe-

nomenon)이다. 그리고  $\dot{E}_g$ 는 열에너지발생률로 내부발열 등 에너지발생(energy generation)에 의한 열에너지를 의미하며, 이것은 체적적 현상(volumetric phenomenon)이다.  $\dot{E}_{st}$ 는 검사체적내에 저장되는 에너지변화율( $\frac{dE_{st}}{dt}$ )이다. 이와 같은 에너지율 인자들은 전도에 의한 열전달율( $q$ )와 밀접한 관계를 가지며 식 (3.2), (3.3), (3.4), (3.5)와 같다.

$$\dot{E}_{in} = q_x + q_y + q_z \quad (3.2)$$

$$\dot{E}_{out} = q_{x+dx} + q_{y+dy} + q_{z+dz} \quad (3.3)$$

$$\dot{E}_g = \dot{q} dV = \dot{q}(dx dy dz) \quad (3.4)$$

$$\dot{E}_{st} = \left[ \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \right] (dx dy dz) \quad (3.5)$$

여기서,  $\rho$ 는 밀도,  $c_p$ 는 비열이다.

검사표면에서  $x$ ,  $y$ ,  $z$ 방향에 대한 열전달율은 푸리에법칙(Fourier's law)으로부터 식 (3.6), (3.7), (3.8)과 같이 표현된다.

$$q_x = -k_x A_x \frac{\partial T}{\partial x} = -k(dy dz) \frac{\partial T}{\partial x} \quad (3.6)$$

$$q_y = -k_y A_y \frac{\partial T}{\partial y} = -k(dx dz) \frac{\partial T}{\partial y} \quad (3.7)$$

$$q_z = -k_z A_z \frac{\partial T}{\partial z} = -k(dx dy) \frac{\partial T}{\partial z} \quad (3.8)$$

그리고 상대편 표면에서의 열전달율은 고차항을 무시한 Taylor급수전개로서, 식 (3.9), (3.10), (3.11)로 표현될 수 있다.

$$q_{x+dx} = q_x + \frac{\partial q_x}{\partial x} dx \quad (3.9)$$

$$q_{y+dy} = q_y + \frac{\partial q_y}{\partial y} dy \quad (3.10)$$

$$q_{z+dz} = q_z + \frac{\partial q_z}{\partial z} dz \quad (3.11)$$

에너지보존법칙에 각 에너지항의 구체적인 수식을 대입하면 식 (3.12)와 같이 정리할 수 있으며, 내부발열 등에 의한 열에너지발생률이 없는 것으로 가정하면 식 (3.13)과 같이 정리된다.

$$\frac{\partial}{\partial x} \left[ k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right] + \frac{\partial}{\partial y} \left[ k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right] + \frac{\partial}{\partial z} \left[ k_z \frac{\partial T}{\partial z} \right] + \dot{q} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.12)$$

$$k_x \frac{\partial^2 T}{\partial x^2} + k_y \frac{\partial^2 T}{\partial y^2} + k_z \frac{\partial^2 T}{\partial z^2} = \rho c_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (3.13)$$

### 3.2.2 비정상 과도상태 열전달방정식

정상상태(Steady state) 조건하에서는 에너지저장량의 변화가 없으므로 우변의 값이 '0' 을 나타내어 어렵지 않게 해를 도출할 수 있다. 그러나 이 연구에서는 내화시험을 수치해석으로 구현하였으므로 이러한 시간종속적 열전달 문제에 대해서는 과도해석(Transient analysis)으로서 해결해야한다. 과도적인 프로세스 동안 고체내에서의 온도분포의 시간종속성을 결정하기 위해서는 식 (3.13)에 대한 해결이 필요하다. 이를 해결하기 위해 사용된 방법은 고체내의 온도구배가 작은 경우에 응용되는 것으로서, 집중용량 방법(Lumped capacitance method)이다. 이 방법의 원리는 고체의 온도가 과도적 프로세스중의 임의의 순간에 공간적으로 균일하다고 가정하여 고체내의 온도구배를 무시할 수 있는 것이다. 이와 같은 가정의 적용 타당성은 대류열저항과 전도열저항의 비를 의미하는 Bio number(Bi)로서 결정되며, 이 연구의 주요 모델인 강재와 같이 높은 전도성을 가진 단일 재료에 대하여 매우 유용하다.

집중용량 방법을 통해 고체내의 온도구배를 무시한다고 가정을 하면, 식 (3.14)과 같다.

$$-\dot{E}_{out} = \dot{E}_{st} \quad (3.14)$$

이로부터 유출 열에너지율과 내부에 축적되는 에너지저장율이 같은 값을 갖는 것을 알 수 있다.

### 3.2.3 대류 및 복사를 고려한 열전달방정식

대류(Convection) 및 복사(Radiation)에 의한 표면 열전달을 가정하면 식 (3.15)로 표현 가능하며 각각에 대한 열유속(heat flux)은 식 (3.16), (3.17)과 같다. 대류에 의한 열유속은 Newton의 냉각법칙에 의해 유도되고, 복사에 의한 열유속은 Stefan-Boltzmann 법칙에 의하여 주어진다.

$$\dot{E}_{out} = q_{conv} + q_{rad} \quad (3.15)$$

$$q_{conv} = hA(T_s - T_\infty) \quad (3.16)$$

$$q_{rad} = \varepsilon A \sigma (T_s^4 - T_{sur}^4) \quad (3.17)$$

이와 같은 관계를 식 (14)에 대입하면 식 (18)과 같이 표현할 수 있다.

$$-[hA(T_s - T_\infty) + \varepsilon A \sigma (T_s^4 - T_{sur}^4)] = \rho V c \frac{dT}{dt} \quad (3.18)$$

여기서,  $h$ 는 열전달계수(대류, 복사),  $A$ 는 표면적,  $\varepsilon$ 은 방사율,  $T_s$ 는 고체의 온도,  $T_\infty$ 는 고체의 표면에 접해있는 유체의 온도,  $T_{sur}$ 은 주변온도이다. 따라서  $dT(\Delta T_s)$ 에 대하여 정리하면 식 (3.19)와 같다.

$$\Delta T_s = -\frac{A}{\rho V c} [h(T_s - T_\infty) + \varepsilon \sigma (T_s^4 - T_{sur}^4)] \Delta t \quad (3.19)$$

### 3.2.4 Eurocode 3의 무피복 및 피복강재 표면 온도변화 공식

EN 1993-1-2에서는 3.2.3절에서 기술한 열전달 이론에 기반으로 한 무피복 및 피복강재에 대한 온도변화 공식을 제안하였으며, Table 3-1과 같다.

**Table 3-1** Formula of steel temperature change in Eurocode 3

항목	Eurocode 3 강재 온도변화 공식	
무피복 강재	$\Delta\theta_{a,t} = k_{sh} \frac{A_m/V}{c_a \rho_a} \dot{h}_{\neq t} \Delta t$ <p>여기서, 공칭화재 조건하의 H 단면의 <math>k_{sh}</math> 는 (a)와 같으며, 그 외의 경우는 (b)를 적용</p> $k_{sh} = 0.9 [A_m/V]_b / [A_m/V] - (a)$ $k_{sh} = [A_m/V]_b / [A_m/V] - (b)$	
피복 강재	$\Delta\theta_{a,t} = \frac{\lambda_p A_p / V}{d_p c_a \rho_a} \cdot \frac{(\theta_{g,t} - \theta_{a,t})}{(1 + \phi/3)} \Delta t - (e^{\phi/10} - 1) \Delta\theta_{g,t}$ $\phi = \frac{c_p \rho_p}{c_a \rho_a} d_p A_p / V$	
매개변수	무피복 강재 공식	피복 강재 공식
	$k_{sh}$ : 그림자 효과에 의한 보정 계수 $[A_m/V]$ : 무피복 강재의 단면 계수 $[A_m/V]_b$ : 단면 계수의 상형 값 $A_m$ : 부재의 길이당 단위길이당 표면적 $V$ : 부재의 단위길이당 체적 $c_a$ : 강재의 비열 $\dot{h}_{net}$ : 단위면적당 열유량 $\Delta t$ : 시간 간격 $\rho_a$ : 강재의 단위중량	$A_p/V$ : 피복재에 보호된 강재의 단면계수 $A_p$ : 피복재에 보호된 강재의 단위길이당 단면적 $V$ : 부재의 단위길이당 체적 $c_a$ : 강재의 비열 $c_p$ : 피복재의 비열 $d_p$ : 피복재의 두께 $\Delta t$ : 시간 간격 $\theta_{a,t}$ : 시간 t에서 강재 온도 $\theta_{g,t}$ : 시간 t에서 주위 기체의 온도 $\Delta\theta_{g,t}$ : $\Delta t$ 간 상승된 기체의 온도 $\lambda_p$ : 피복재의 열전도율 $\rho_a$ : 강재의 단위중량 $\rho_p$ : 피복재의 단위중량

앞에서 기술한 비정상 과도상태 열전달방정식과 유사하게 나타나며, Eurocode 3의 열전달방정식에서는 음영효과(Shadow effect,  $k_{sh}$ )를 추가적으로 고려하였다. 음영효과는 임의 각도에서 표면열전달을 방해하는 인자이므로, 이를 고려한 Eurocode 3의 열전달방정식으로 계산되는 표면의 온도가 상대적으로 낮게 나타난다. 즉, 음영효과를 고려하지 않은 열전달 지배방정식을 이용하여 보수적인 평가를 할 수 있을것으로 판단된다.



### 3.3 해석 기법

이 연구에서 사용된 열해석 방법은 순차 연성 열-응력 해석으로 크게 열전달 해석과 구조해석으로 두단계에 걸쳐 수행된다.

먼저 열전달해석에서는 H 단면의 보 및 기둥 부재에 대하여 연속체인 8절점 선형 열전달 솔리드요소(DC3D8, 8-node linear heat transfer brick)를 이용한 모델링을 하였다. DC3D8은 온도 자유도를 가지고 있으며 이 외의 다른 자유도는 없는 열전달해석의 전용요소이다. 모델 내에서의 열전달은 재료의 열적 특성이 요구되며, 강재의 밀도, 열전도율, 비열 등으로 구성된다. 가열로 내부는 표준온도곡선에 따라 승온되며, 강재 표면으로의 열전달은 대류 및 복사에 지배적이므로 직접적으로 가해지는 열유량(Heat flux)은 없는 것으로 가정하였다. 대류 및 복사를 구현하기 위한 해석변수에는 대류열전달계수(Convective heat transfer coefficient), 방사율(Emissivity), Stefan-Boltzmann 상수가 있다. Eurocode 3에서 제시하는 표준온도곡선 조건하에서의 대류 및 복사에 관련된 해석변수의 권장값을 적용하였으며 Table 3-2에 나타냈다. 그리고 부재 기능에 따라 고온에 노출되는 면을 달리하였다. Fig. 3-3에 보와 기둥의 가열면적을 각각 나타냈다. 보의 경우에는 일반적으로 상부에 슬래브를 지지하므로 상부플랜지의 상면의 제외한 나머지 3방향을 가열한다. 그러나 기둥의 경우에는 일반적으로 4방향에 대하여 모두 가열한다.

**Table 3-2** Default value of parameter about surface heat transfer

Parameters	Default value
Convective heat transfer coefficient (h)	$25 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$
Emissivity ( $\epsilon_m$ )	0.7
Stefan-Boltzmann coefficient ( $\sigma$ )	$5.67 \times 10^{-8} \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}^4$

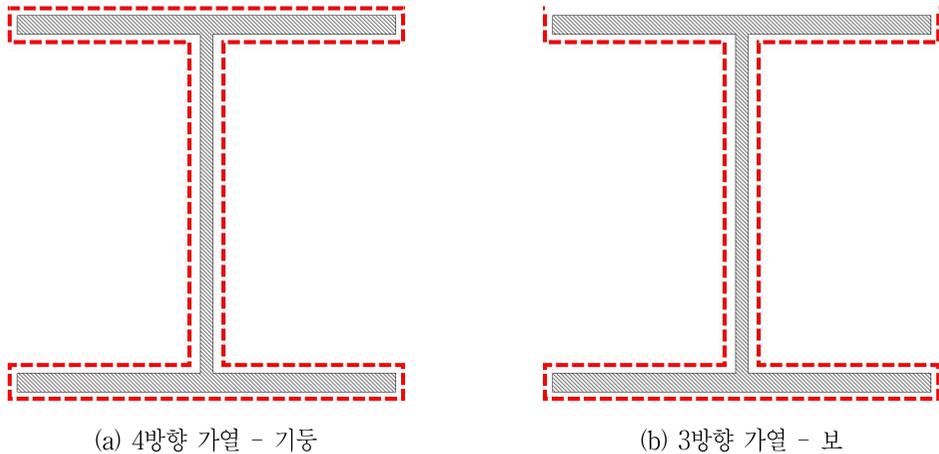
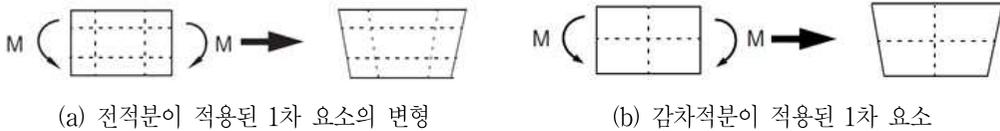


Fig. 3-3 Number of heating direction by member function

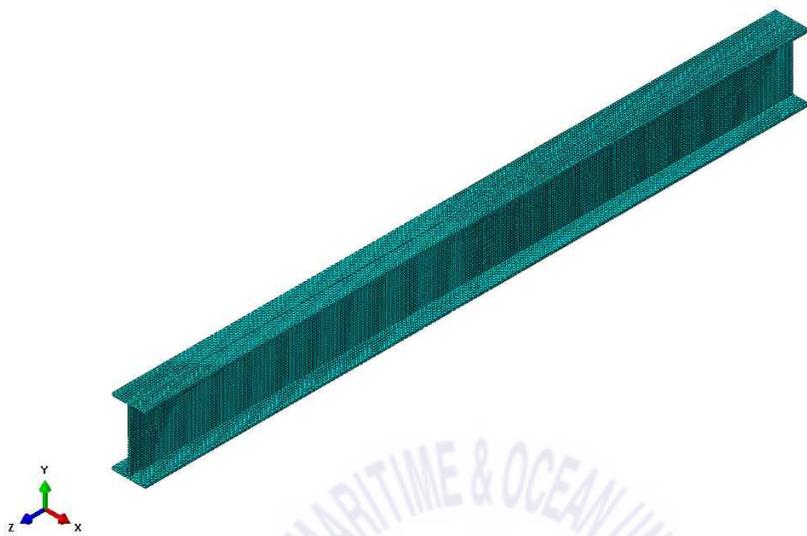
이와 같은 해석조건으로 열전달해석을 수행하여 노드의 온도정보의 결과를 얻었다. 두 번째 단계에서는 열전달해석 결과를 구조물의 온도경계조건으로 설정하여 구조해석을 수행하였다. 이전 해석의 절점별 온도결과를 맵핑(Mapping)하기 위하여 똑같은 8절점 솔리드요소 및 요소분할을 적용하였다. 그러나 ABAQUS에서 제공하는 요소의 장·단점을 고려하여 보 및 기둥 각각에 대한 적용 요소를 달리하였다. 기둥의 경우 효율적인 해석시간으로 양질의 결과를 얻기 위해 1차 전적분 요소(fully integration element)인 C3D8(8-node linear brick)을 이용하였다. 반면에 보 모델의 경우 1차 감차적분 요소인 C3D8R(8-node linear brick, reduced integration with hourglass control)을 이용했다. 요소는 보 모델의 경우에는 휨 거동이 지배적인데, 1차 전적분 요소를 사용할 경우 형상의 한계로 인하여 요소에 전단변형률이 발생한다. 이것은 요소의 변형에너지를 증가시켜서 과도하게 높은 강성을 유발하는 전단잠김(shear locking) 현상이 발생할 수 있다. 이를 해결하기 위하여 1차 감차적분 요소를 이용하여 형상의 한계를 극복하여 전단잠김 현상을 방지하였다. Fig. 3-4는 1차 전적분 요소와 1차 감차적분 요소의 변형을 나타내었다. 1차 감차적분 요소는 적분점의 변형에너지가 '0'인 무 에너지모드(zero-energy mode)가 되어 아우

어글래스(hourglass) 형상을 유발할 가능성이 있는데, 이는 H형강의 플랜지 두께의 길이로 요소분할을 하여 양질의 요소망을 구성함으로써 방지하였다. Fig. 3-5와 3-6에 보 및 기둥 모델의 요소분할을 나타내었다.

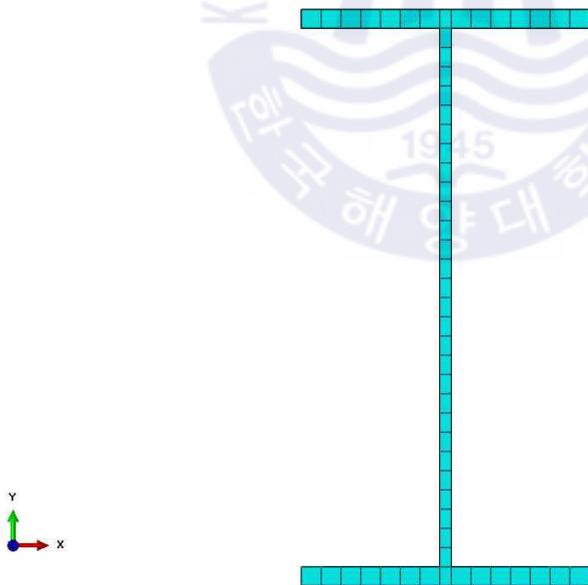


**Fig. 3-4** Deformation of first order element by pure bending

구조해석은 시간에 따라 변하는 온도분포 조건을 적용하여 일정한 하중에 대하여 온도를 제어하는 시간이력해석을 수행하였다. 해석에는 온도에 따라 변하는 기계적 특성 및 열팽창계수가 사용된다. 온도에 따라 변하는 강재의 물성치는 고온시 구조물의 거동에 매우 큰 영향을 미치므로, 수치해석적 연구에 있어서 고온 물성치 구축에 대한 연구가 매우 중요하다. 3.4절에서는 이 연구에서 사용되는 강종에 대한 열적 및 기계적 특성을 설명하였고, 기계적 물성치를 적용한 비선형 응력-변형률 선도를 정의하였다.



(a) Isometric view



(b) Sectional view

Fig. 3-5 Mesh of beam model (example: H-400×200×8×13)

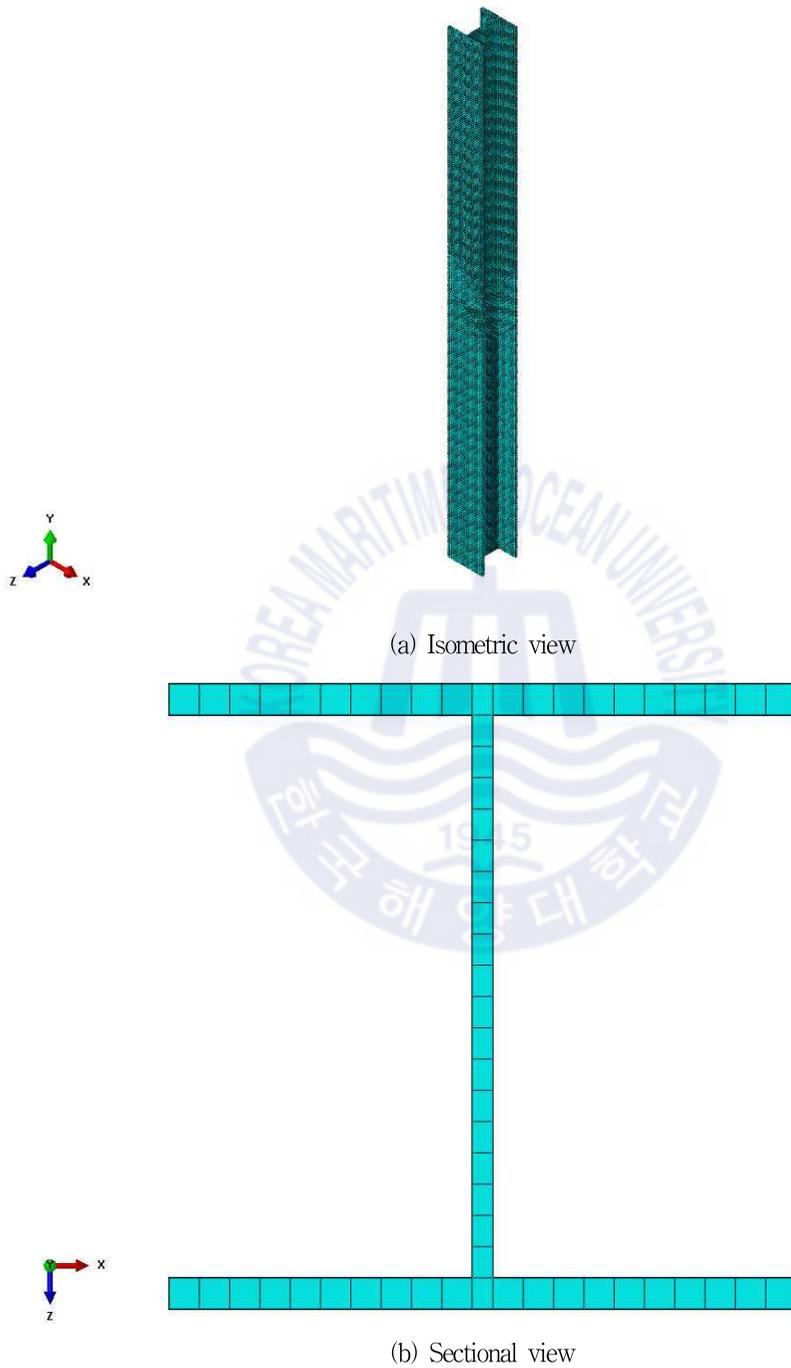


Fig. 3-6 Mesh of column model (example: H-300×300×10×15)

### 3.4 강재의 기계적 및 열적 특성

이 절에서는 열해석의 수행에 앞서 매우 중요한 변수인 재료 물성치에 대하여 기술하였다.

#### 3.4.1 일반 탄소강

이 연구에서는 FSR355의 성능을 평가하기 위하여 비교대상으로 상온시 같은 강도를 가지는 일반강재를 가정하였다.

##### 3.4.1.1 기계적 특성

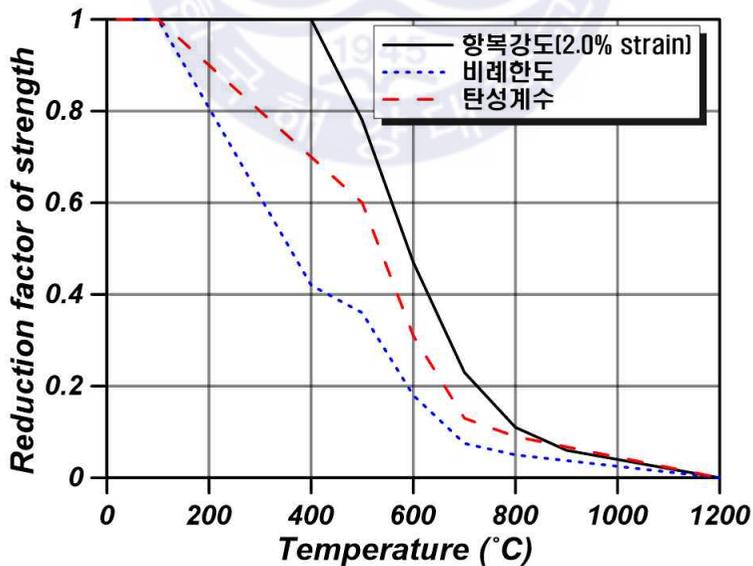
내화설계기준으로는 Eurocode 3, AISC 360, BS 5950 등이 대표적이며, 공통적으로 일반 탄소강에 대한 온도별 강도저감계수를 제시하고 있다.

#### Eurocode 3

EN 1993-1-2에는 일반 탄소강에 대하여 유효항복강도, 비례한도, 그리고 탄성계수에 대하여 상온대비 강도저감계수에 관한 내용이 수록되어있으며, Table 3-3에 나타냈다. 이를 Fig. 3-7에 항목별 저감계수를 그래프로 나타내었다. 일반 탄소강의 탄성계수 및 비례한도는 200°C 이후부터 급격한 저감을 보였다. 이러한 현상은 고온에서 탄성구간이 짧아지고, 항복점이 잘 나타나지 않는 비선형성의 응력-변형을 관계를 보이는 전형적인 강재의 성질을 보여준다. 유효항복강도는 400°C 이후부터 급격한 저감이 시작되며, 600°C 이후에는 상온 항복강도의 50% 이하까지 저감되는 것으로 나타났다. 또한 class 4(세장판 단면)에 대한 내화설계에 사용할 수 있도록 0.2% 윽셋 항복강도를 별도로 제시하였다. Table 3-4에 0.2% 윽셋 항복강도의 저감계수를 나타냈으며, Fig. 3-8에 그래프로 나타내었다.

**Table 3-3** Strength reduction factors for general carbon steels – Eurocode 3

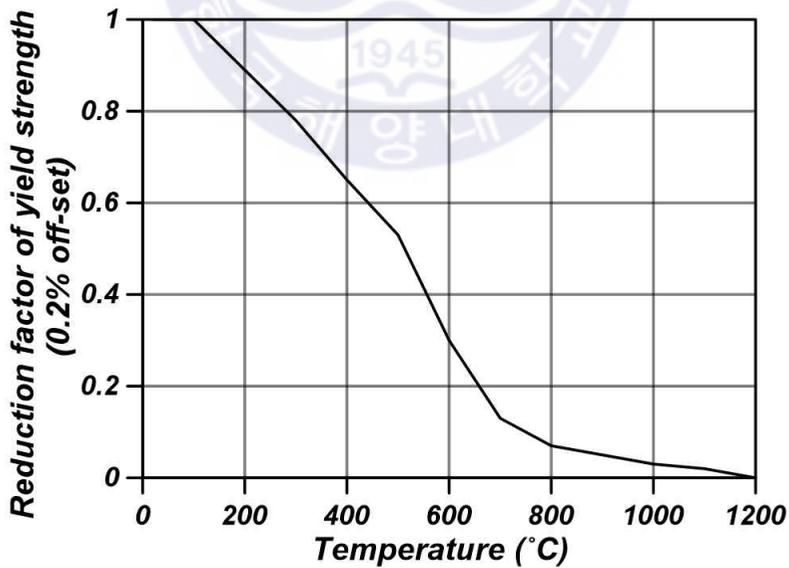
강재 온도 (°C)	상온 강도대비 강도저감계수		
	항복강도 (2.0% strain) $k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	비례한도 $k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	탄성계수 $k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a$
20	1.000	1.000	1.000
100	1.000	1.000	1.000
200	1.000	0.807	0.900
300	1.000	0.613	0.800
400	1.000	0.420	0.700
500	0.780	0.360	0.600
600	0.470	0.180	0.310
700	0.230	0.075	0.130
800	0.110	0.050	0.090
900	0.060	0.0375	0.0675
1000	0.040	0.0250	0.0450
1100	0.020	0.0125	0.0225
1200	0.000	0.0000	0.0000



**Fig. 3-7** Comparison of strength reduction factors for general carbon steels – Eurocode 3

**Table 3-4** Reduction factor of 0.2% offset yield strength for general carbon steel – Eurocode 3

강재 온도 (°C)	0.2% off-set 항복강도 저감계수
20	1.000
100	1.000
200	0.890
300	0.780
400	0.650
500	0.530
600	0.300
700	0.130
800	0.070
900	0.050
1000	0.030
1100	0.020
1200	0.000



**Fig. 3-8** Reduction factor of 0.2% offset yield strength for general carbon steel – Eurocode 3

## AISC 360

마찬가지로 ANSI/AISC 360-16에서는 항복강도가 450MPa 이하인 일반 강재에 대하여 유효항복강도, 비례한도, 그리고 탄성계수의 저감계수를 나타내었으며, Table 3-5와 같다. 그리고 Fig. 3-9에 강도저감비를 항목별로 나타냈다. 탄성계수 및 비례한도는 93℃ 이후부터 급격하게 감소하는 경향을 나타냈다. 유효항복강도는 Eurocode 3와 동일하게 400℃ 이후부터 급격히 감소하여 600℃ 이후에는 상온 강도대비 50% 이하로 저감하는 것으로 나타났다. 전체적인 경향이 Eurocode 3에서 제공되는 고온 기계적 특성과 매우 유사한 것으로 나타났다.

**Table 3-5** Strength reduction factors for general carbon steels - AISC 360

강재 온도 (℃)	상온 강도대비 강도저감계수		
	항복강도 (2.0% strain) $k_{y,\theta} = f_{y,\theta}/f_y$	비례한도 $k_{p,\theta} = f_{p,\theta}/f_y$	탄성계수 $k_{E,\theta} = E_{a,\theta}/E_a$
20	1.00	1.00	1.00
93	1.00	1.00	1.00
200	1.00	0.80	0.90
320	1.00	0.58	0.78
400	1.00	0.42	0.70
430	0.94	0.40	0.67
540	0.66	0.29	0.49
650	0.35	0.13	0.22
760	0.16	0.06	0.11
870	0.07	0.04	0.07
980	0.04	0.03	0.05
1100	0.02	0.01	0.02
1200	0.00	0.00	0.00

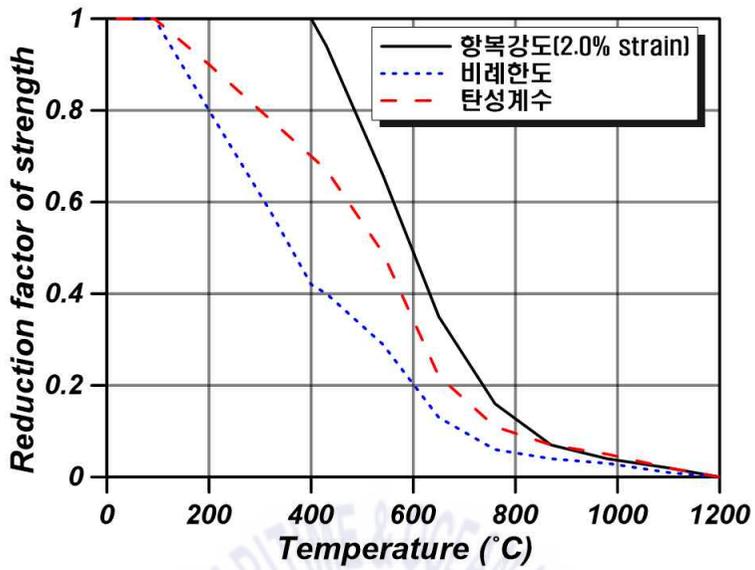
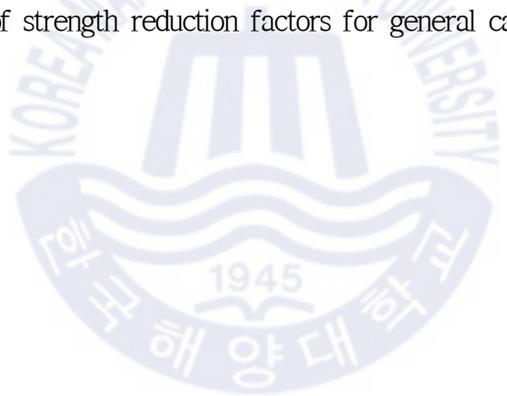


Fig. 3-9 Comparison of strength reduction factors for general carbon steels - AISC 360



## BS 5950

BS 5950 에서는 화재시 강구조 부재의 성능평가에 대하여 부재의 종류 및 특성에 따라 한계변형률을 다르게 적용하고 있다. 따라서 앞에서 기술한 코드들과 다르게 BS 5950-8에서는 0.5%, 1.5%, 그리고 2.0% 변형률의 유효항복강도에 대하여 각각의 저감계수를 제시하였으며, Table 3-6에 나타냈다. 그리고 각각의 저감계수를 Fig. 3-10에 나타내어 비교하였다. 0.5% 항복강도는 100℃ 이후부터 저감이 시작되며 400℃ 이후부터 급격히 저감하는 경향이 나타났다. 그리고 1.5% 항복강도의 경우는 300℃ 이후부터 급격한 저감을 보이며 600℃ 이후에 상온 강도대비 50% 이하까지 저감하였다. 2.0% 항복강도는 350℃ 이후부터 급격히 저감하였으며, 마찬가지로 600℃ 이후에 상온 강도의 50% 이하로 저감하였다.

**Table 3-6** Strength reduction factors for general carbon steels - BS 5950

강재 온도 (℃)	항복강도 저감계수		
	0.5% strain	1.5% strain	2.0% strain
20	1.000	1.000	1.000
100	0.970	1.000	1.000
150	0.959	1.000	1.000
200	0.946	1.000	1.000
250	0.884	1.000	1.000
300	0.854	1.000	1.000
350	0.826	0.968	1.000
400	0.798	0.956	0.971
450	0.721	0.898	0.934
500	0.622	0.756	0.776
550	0.492	0.612	0.627
600	0.378	0.460	0.474
650	0.269	0.326	0.337
700	0.186	0.223	0.232
750	0.127	0.152	0.158
800	0.071	0.108	0.115
850	0.045	0.073	0.079
900	0.030	0.059	0.062
950	0.024	0.046	0.052

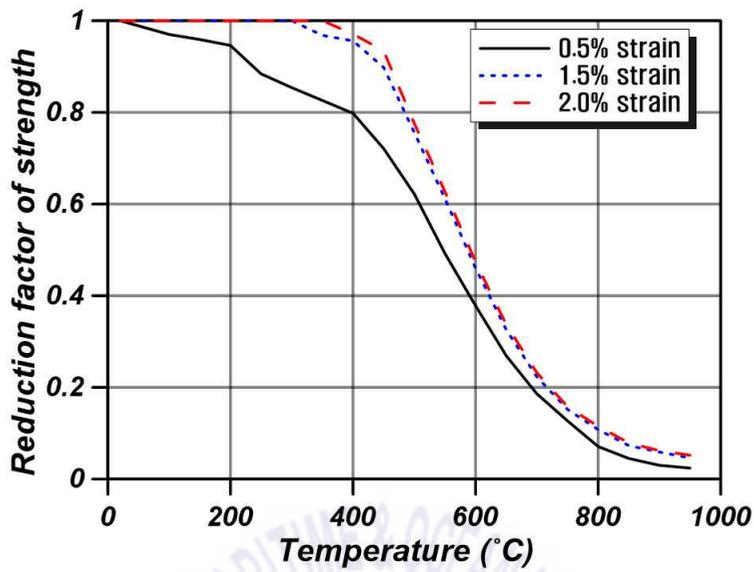
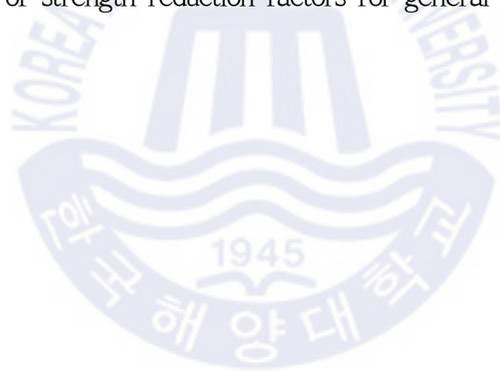


Fig. 3-10 Comparison of strength reduction factors for general carbon steels – BS 5950



## 비교

상온상태의 설계에서는 일반적으로 0.2% 오프셋(off-set) 항복강도를 통해 이루어지나, 국·내외 다수의 내화설계기준에서는 0.2% 오프셋 항복강도에 비해 더 큰 변형률을 허용하고 이에 부합하는 강도를 적용하고 있다. 따라서 이 연구에서는 2.0% 변형률의 항복강도를 적용하였다. Fig. 3-11에 앞에서 기술한 세가지의 내화설계기준에서 주어지는 2.0% 유효항복강도를 나타내었다. 그 결과 모두 400°C 이후부터 급격한 저감을 나타내었으며, 그 외 모든 구간에서 유사한 값을 가지는 것으로 나타났다.

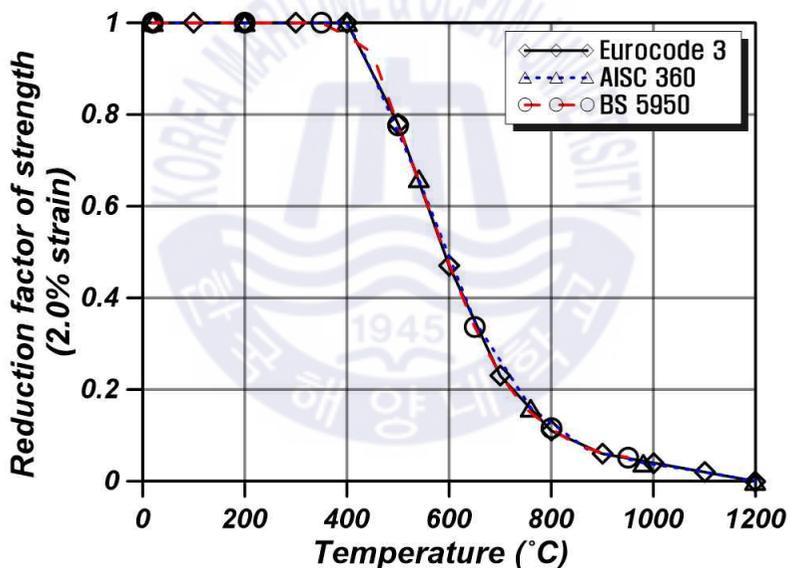


Fig. 3-11 Comparison of 2.0% effective yield strength in fire resistant design codes

### 3.4.1.2 열적 특성

재료의 열적 특성은 열전달해석의 결과를 좌우하는 중요한 변수이다. Eurocode 3에서는 일반 탄소강의 열전도율, 비열, 연신율 값을 제시하고 있으며, Table 3-7에 온도 구간에 따른 계산식을 나타내었다.

**Table 3-7** Thermal properties of general carbon steels - Eurocode 3

특성	계산식	온도 구간 (°C)
밀도 ( $kg/m^3$ )	7850	-
열전도율 ( $W/mK$ )	$54 - 3.33 \times 10^{-2} \theta_a$	$20 \leq \theta_a < 800$
	27.3	$800 \leq \theta_a \leq 1200$
비열 ( $J/kgK$ )	$425 + 7.73 \times 10^{-1} \theta_a - 1.69 \times 10^{-3} \theta_a^2 + 2.22 \times 10^{-6} \theta_a^3$	$20 \leq \theta_a < 600$
	$666 + \frac{13002}{738 - \theta_a}$	$600 \leq \theta_a < 735$
	$545 + \frac{17820}{\theta_a - 731}$	$735 \leq \theta_a < 900$
	650	$900 \leq \theta_a \leq 1200$
연신율	$1.2 \times 10^{-5} \theta_a + 0.4 \times 10^{-8} \theta_a^2 - 2.416 \times 10^{-4}$	$20 \leq \theta_a < 750$
	$1.1 \times 10^{-2}$	$750 \leq \theta_a \leq 860$
	$2 \times 10^{-5} \theta_a - 6.2 \times 10^{-3}$	$860 < \theta_a \leq 1200$

$\theta_a$  : 강제 온도

열팽창계수( $\alpha$ )는 온도에 따른 연신을 곡선을 기초하여 계산되며, Fig. 3-12에 나타난 것과 같이 원점에서 임의의 온도와 그 때 갖는 연신을 좌표까지 잇는 직선의 기울기가 임의의 온도에서의 열팽창계수로 계산된다. 이러한 관계를 식 (3.20)과 같이 나타냈다.

$$\begin{aligned}
 \alpha_1 &= \varepsilon_1^{th} / (\theta^1 - \theta^0) \\
 \alpha_2 &= \varepsilon_2^{th} / (\theta^2 - \theta^0) \\
 \alpha_3 &= \varepsilon_3^{th} / (\theta^3 - \theta^0) \\
 \alpha_n &= \varepsilon_n^{th} / (\theta^n - \theta^0)
 \end{aligned}
 \tag{3.20}$$

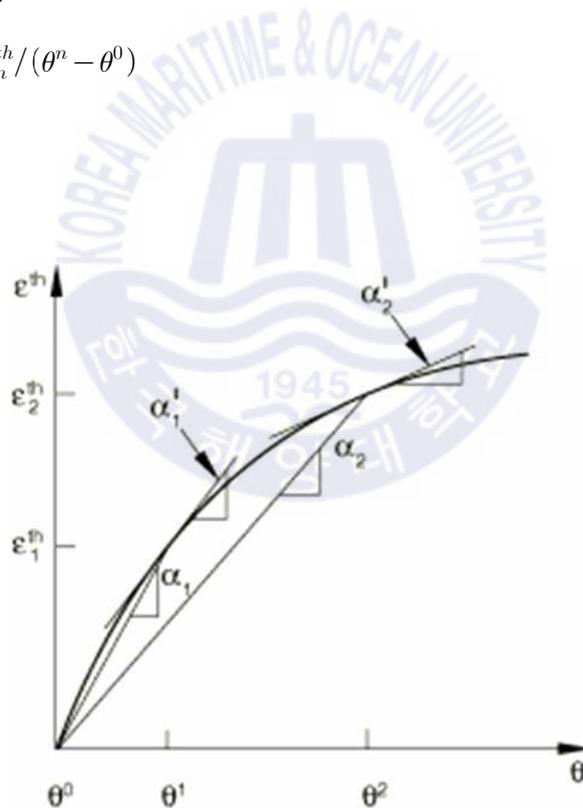
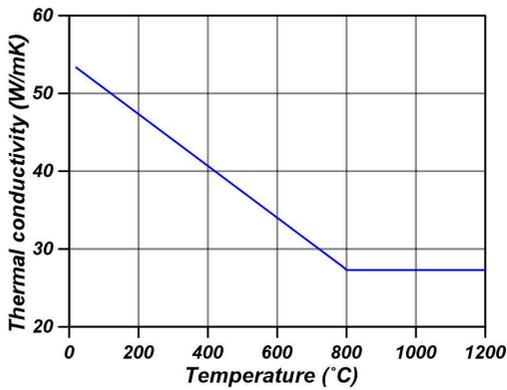
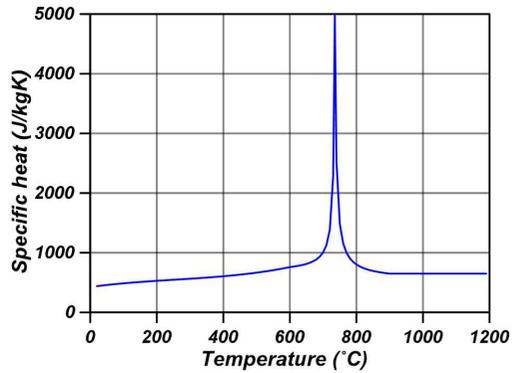


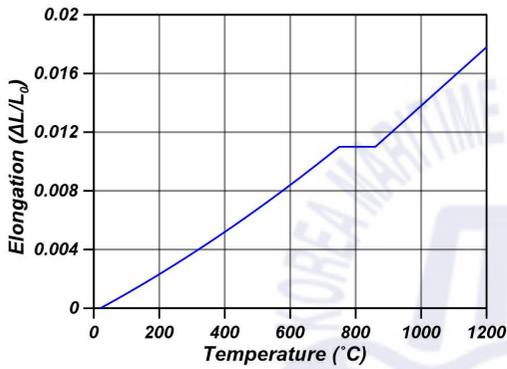
Fig. 3-12 Calculation method of thermal expansion coefficient



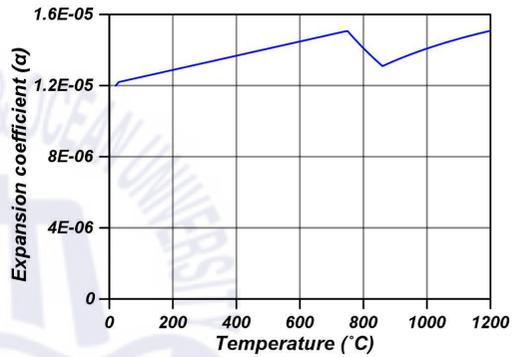
(a) 열전달율



(b) 비열



(c) 연신율



(d) 열팽창계수

Fig. 3-13 Thermal properties of general carbon steels – Eurocode 3

### 3.4.2 내화 · 내진강

#### 3.4.2.1 기계적 특성

건설기술연구원(KICT)에서는 개발된 355MPa급 내화 · 내진강의 고온인장시험을 수행하였다. 강구조 내화설계에서 활용하는 주요 물성인 0.2% 윽셋 항복강도, 2.0% 윽효항복강도, 그리고 인장강도에 대하여 상온 및 300~700℃ 범위를 분석하였다. Fig. 3-14는 FSR355의 시험 전 · 후 시험편이다.

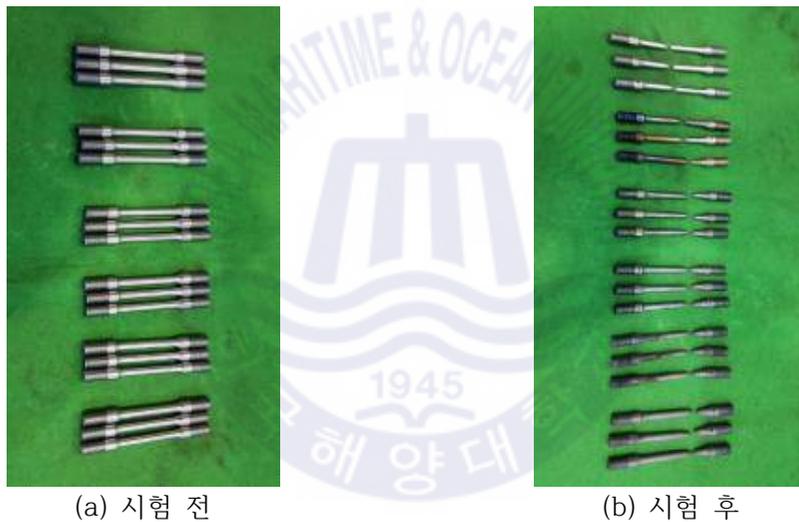


Fig. 3-14 Specimen before/after high temperature tensile test for FSR355

Table 3-8 Mechanical properties of FSR355

강재 온도 (℃)	강도(MPa, 괄호 안은 상온 0.2% 윽셋 항복강도 대비 강도비)		
	항복강도 (0.2% off-set)	윽효항복강도 (2.0% strain)	인장강도 (ultimate strength)
20	370 (1.00)	476 (1.29)	571 (1.54)
300	348 (0.94)	485 (1.31)	563 (1.52)
400	334 (0.90)	461 (1.25)	526 (1.42)
500	298 (0.81)	388 (1.05)	415 (1.12)
600	193 (0.52)	251 (0.68)	251 (0.68)
700	98 (0.26)	128 (0.35)	128 (0.35)

시험 결과를 Table 3-8에 나타냈으며, 항복강도 및 인장강도의 온도에 따른 값과 0.2% 윽셋 항복강도 대비 강도비를 나타내었다. 600°C에서 0.2% 윽셋 항복강도는 상온항복강도의 52%를 유지하는 것으로 나타났다. 그리고 2% 변형률의 윽셋항복강도는 상온항복강도의 68%를 발휘하는 것으로 나타났다. Fig. 3-15에 FSR355의 고온시 강도저감계수를 Eurocode 3에서 제공되는 탄소강의 강도저감계수와 비교를 나타냈다. 이 연구에서는 개발된 내화·내진강의 내화 성능을 평가하기 위하여 건설기술연구원에서 수행된 FSR355의 고온인장시험의 결과를 해석 모델의 기계적 특성으로 사용하였다.

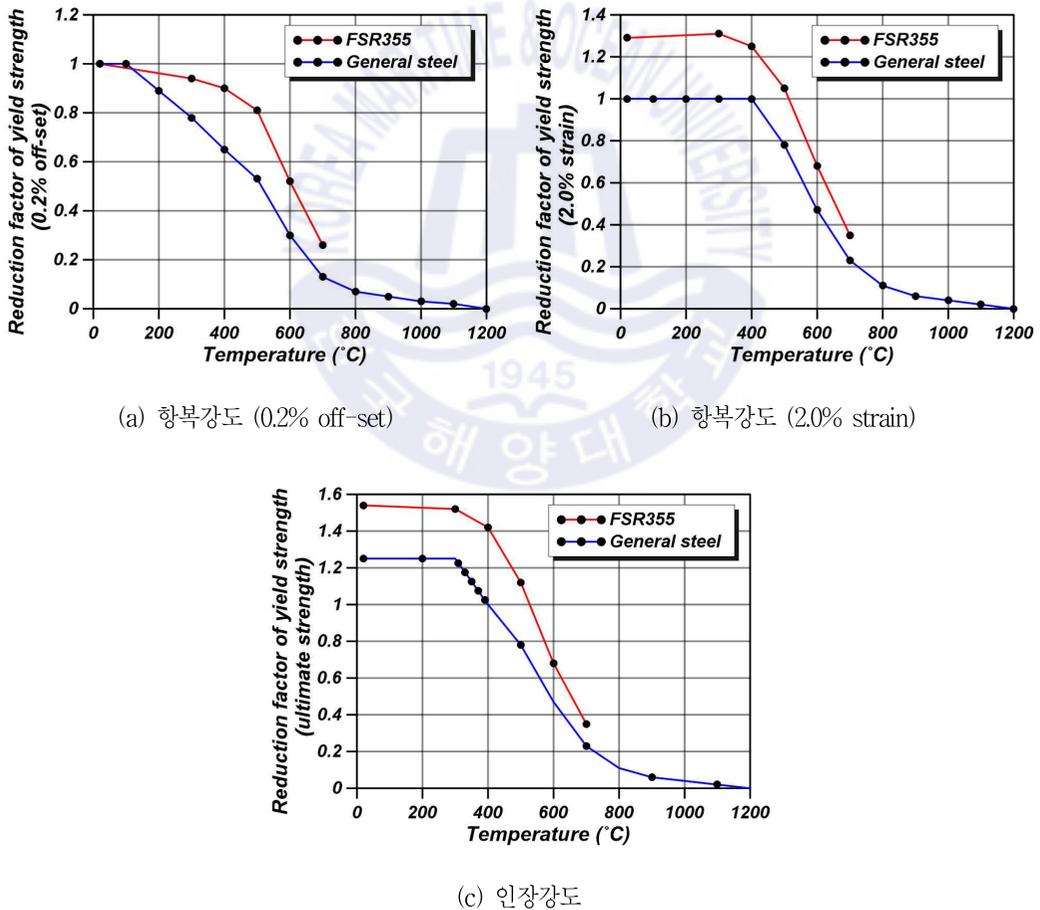


Fig. 3-15 Comparison of strength reduction between FSR355 and general carbon steel

### 3.4.2.2 열적 특성

내화·내진강의 열적 특성을 구축하는 별도의 실험적 연구는 진행되지 않았다. 기본적으로 탄소강 및 합금강(특수강)은 철 함유량이 적어도 95% 이상이며, 그 외 화학성분이 약 5% 이내로 구성된다. 그러나 철(Fe)이 높은 열전도율과 낮은 비열을 가지는 원소이며, 강재를 구성하는 주요 성분이라는 부분에 의하면, 일반적인 탄소강과 개발된 내화·내진강의 열적 특성은 크게 차이가 없을 것으로 판단된다. Table 3-9에 FSR355 시제품의 화학성분을 나타냈으며, 재료 연구소(KIMS)에 의해 설계되었다. 철 외의 화학성분이 약 2.3%를 차지하는 것으로 나타났다. 화학성분 중에 탄소(C)는 그 함유량이 높을수록 열전도율이 낮아지고 비열이 높아져서 열전달이 용이하게 이루어지지 않게 할 수 있으나, 개발된 FSR355의 탄소량이 일반 탄소강의 탄소함유량의 범위와 큰 차이가 없는 것으로 나타났다. 따라서 이 연구에서는 FSR355의 열적 특성은 Eurocode 3에서 제시하는 탄소강의 열적 특성을 사용하였다. 이러한 점으로 보아 FSR355는 고온시 강도를 유지하는 성능이 우수한 것에 의미를 가지며, 차열성능의 향상은 없는 것으로 판단된다.

**Table 3-9** Chemical composition ratio of FSR355

성분	C	Si	Mn	Cu	Al	Cr	Mo	Ti	Nb
비율(%)	0.089	0.210	1.400	0.090	0.016	0.326	0.131	0.018	0.029

### 3.4.3 비선형 응력-변형률 관계 정의

Eurocode 3에서는 탄소강의 비선형 응력-변형률 관계를 제시하고 있으며, Fig. 3-16과 같이 표현된다. Table 3-10에 각각의 구간에 대하여 응력과 접선탄성계수를 구하는 함수를 나타냈다. Eurocode 3의 비선형 응력-변형률 관계는 비례한도, 유효항복변형, 최대인장변형, 그리고 극한변형으로 구간이 나누어서 정의된다.

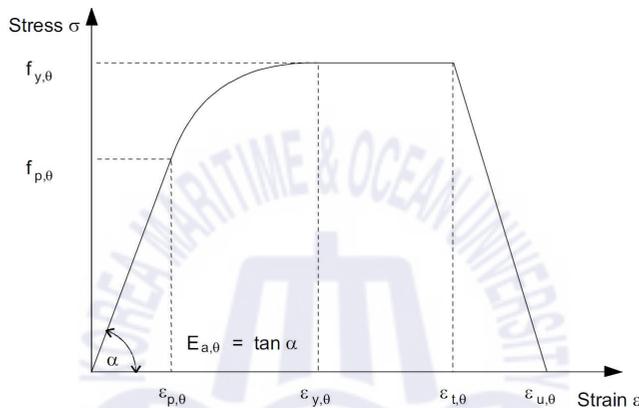


Fig. 3-16 Nonlinear stress-strain relationship for general carbon steels – Eurocode 3

Table 3-10 Calculation formula of nonlinear stress-strain for general carbon steels – Eurocode 3

변형률 범위	응력	접선 탄성계수
$\varepsilon \leq \varepsilon_{p,\theta}$	$\varepsilon E_{a,\theta}$	$E_{a,\theta}$
$\varepsilon_{p,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{y,\theta}$	$f_{p,\theta} - c + (b/a)[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0.5}$	$\frac{b(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)}{a[a^2 - (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon)^2]^{0.5}}$
$\varepsilon_{y,\theta} \leq \varepsilon \leq \varepsilon_{t,\theta}$	$f_{y,\theta}$	0
$\varepsilon_{t,\theta} < \varepsilon < \varepsilon_{u,\theta}$	$f_{y,\theta} [1 - (\varepsilon - \varepsilon_{t,\theta}) / (\varepsilon_{u,\theta} - \varepsilon_{t,\theta})]$	-
$\varepsilon = \varepsilon_{u,\theta}$	0	-
변수	$\varepsilon_{p,\theta} = f_{p,\theta} / E_{a,\theta}$ $\varepsilon_{y,\theta} = 0.02$	$\varepsilon_{t,\theta} = 0.15$ $\varepsilon_{u,\theta} = 0.20$
함수	$a^2 = (\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta} + c/E_{a,\theta})$ $b^2 = c(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} + c^2$ $c = \frac{(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})^2}{(\varepsilon_{y,\theta} - \varepsilon_{p,\theta})E_{a,\theta} - 2(f_{y,\theta} - f_{p,\theta})}$	

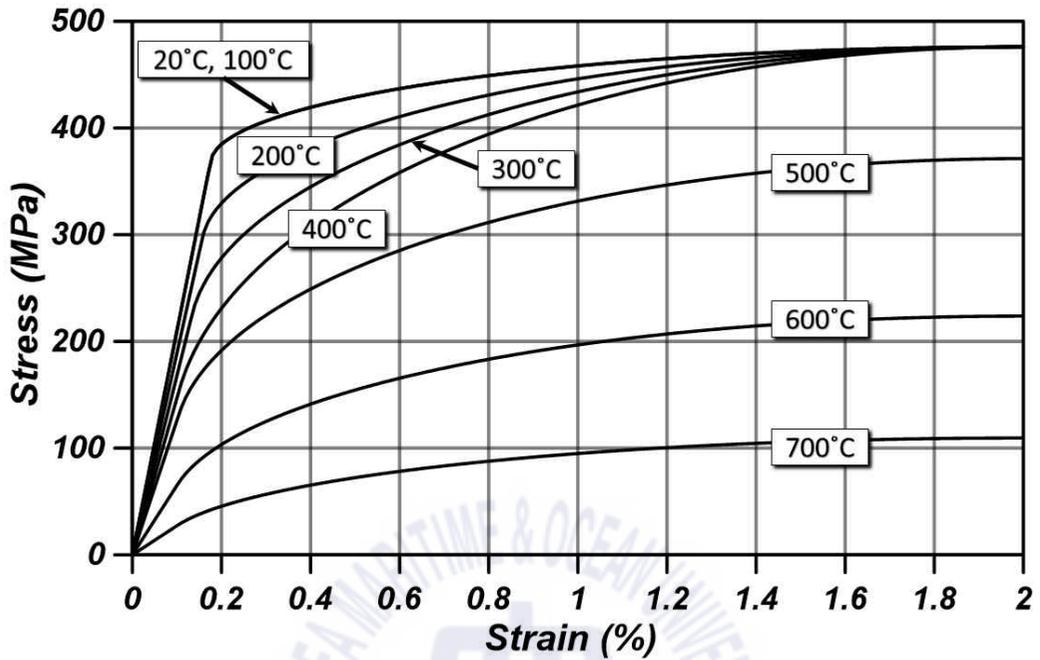
그러나 이와 같은 응력-변형률 관계를 해석 모델에 적용될 때에는 비선형구간이 시작되는 비례한도 이후부터 소성영역으로 입력이 되는 프로그램 상 한계에 의하여 실제 강도보다 저평가될 가능성이 크다고 판단되었다. 따라서 이 연구에서는 Eurocode 3의 고온시 응력-변형률 관계를 일부 수정하여 적용하였다. 수정된 부분은 다음과 같다.

- 탄성구간이 비례한도까지 적용되는 기존의 관계와는 달리 0.2% 윽셋 항복강도 지점까지를 탄성구간으로 지정하였다.

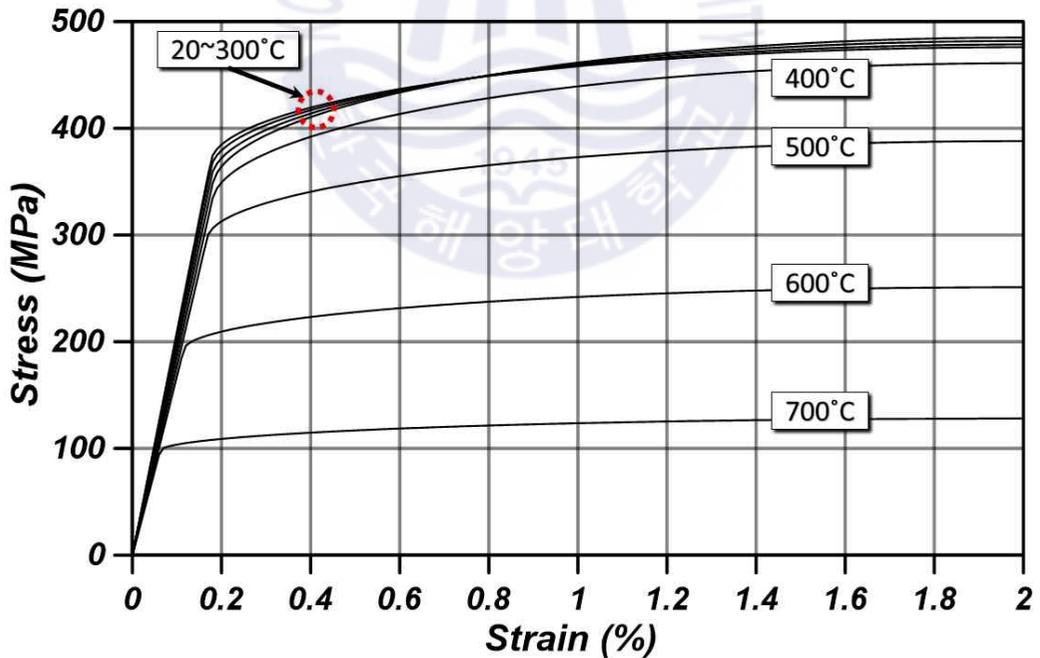
- 윽효항복강도 이후에는 완전소성영역으로 가정하였으며, 윽효항복강도 이후구간인 최대인장강도 및 극한강도는 무시하였다.

이와 같은 수정사항을 적용한 FSR355 및 일반 탄소강의 온도별 응력-변형률 관계는 Fig. 3-17과 같다.





(a) 일반 탄소강



(b) 내화·내진 강

Fig. 3-17 Nonlinear stress-strain models for general carbon steels and FSR355

### 3.5 수치해석 기법 검증

이 절에서는 앞에서 기술한 순차 연성 열-응력 해석기법의 검증 결과를 나타내었다. 열전달, 보부재의 고온 거동, 그리고 기둥부재의 고온 거동을 기존연구 결과와 비교하였다.

#### 3.5.1 열전달해석 검증

최현식(2013)은 SS275 강종으로 제작된 H형강 압축재의 온도상승에 따른 파괴거동을 실험적으로 분석하였다. 이 실험적 연구는 표준온도곡선이 적용된 재하가열실험으로 한국방재시험연구원(FILK)에서 수행되었다. 이 연구에서 사용되는 열전달해석 기법의 타당성을 갖기 위하여 기존 실험적연구의 시간에 따른 온도분포 결과를 검증하였다.

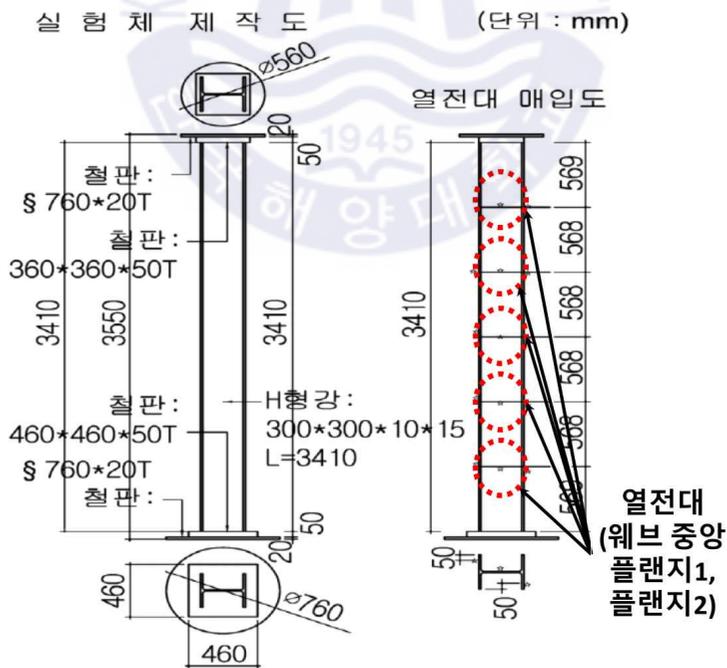


Fig. 3-18 Specification of heating test (choi et al.)



기존연구의 실험모델의 제원은 Fig. 3-18에 나타냈으며, 표시된 5개 지점의 단면에 대하여 웨브중앙, 플랜지1, 플랜지2에 대한 온도를 측정하고, 평균온도를 나타내었다. 마찬가지로 해석모델에서 실험체 열전대의 위치와 같은 위치의 절점의 온도 정보를 출력하여 평균온도를 계산하였다. Fig. 3-19에 해석모델의 형상과 시간대별 단면의 온도분포를 나타내었다. 그리고 Fig. 3-20에 실험의 결과, 해석의 결과, 그리고 Eurocode 3의 무피복 강재 온도 상승공식에 의한 결과를 비교하여 나타냈다. 해석결과는 실험결과와 오차율 5% 미만인 것으로 나타났으며, 또한 공식에 의한 계산값과도 거의 일치하는 것으로 나타났다. 실험은 약 13분에 종료되었으며, 그 이후의 공식에 의한 계산값과 열전달해석 결과를 비교한 결과 경향 및 온도값이 거의 일치하였다. 이로부터 이 연구에서 사용되는 열전달해석 기법 및 그 외 해석변수에 대한 타당성이 검증되었다. 또한 Eurocode 3에서 제시하는 강재온도 상승 공식은 고급해석에 의한 결과와 비교했을 때 단순계산임에도 불구하고 매우 양질의 값이 계산되어지는 것이 확인되었으며, 그 활용도가 높을 것으로 판단된다.

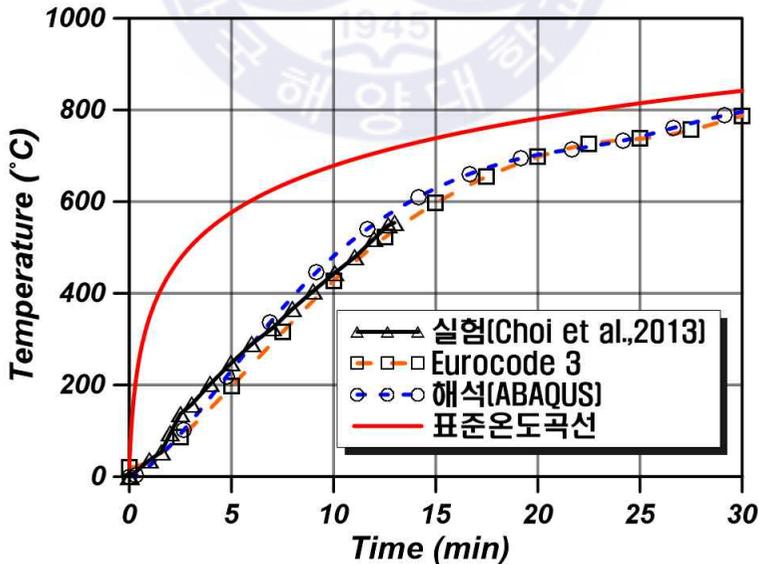


Fig. 3-20 Comparison of existing study and verification results

### 3.5.2 보부재 열응력해석 검증

SAFIR은 내화거동을 분석하는 특수목적의 프로그램으로, 카딩턴 실험실 화재실험 관련하여 많은 연구성과를 갖고 있다. 따라서 이를 활용한 선행연구에 대한 검증을 통해 이 연구에서 적용되는 보부재의 모델링 기법의 타당성을 확보하였다.

Buchanan(2004)은 SAFIR를 이용하여 단순보를 포함한 4가지 지지조건의 보에 대하여 거동을 분석하였다. 이 연구의 해석모델은 모두 단순지지조건이므로 단순보 모델에 대한 검증만을 실시하였다. 검증 모델은  $25\text{kN/m}$ 의 균등분포하중이 작용하는  $8\text{m}$  연장의 H형( $H-602 \times 228 \times 10.6 \times 14.8$ ) 보이다. 상온 유효항복강도는  $430\text{MPa}$ , 탄성계수  $210\text{GPa}$ 이며 Eurocode3의 일반 탄소강의 재료 모델이 적용하였다. 그리고 가열조건은 보 상부에 슬래브가 있다고 가정하여 상부플랜지 상면을 제외한 나머지 3방향에 대하여 가열되며, 가열로 내부온도는  $10^\circ\text{C}/\text{min}$ 으로 승온된다. 이와 같은 경계조건 및 가열방향조건을 Fig. 3-21에 나타냈다.

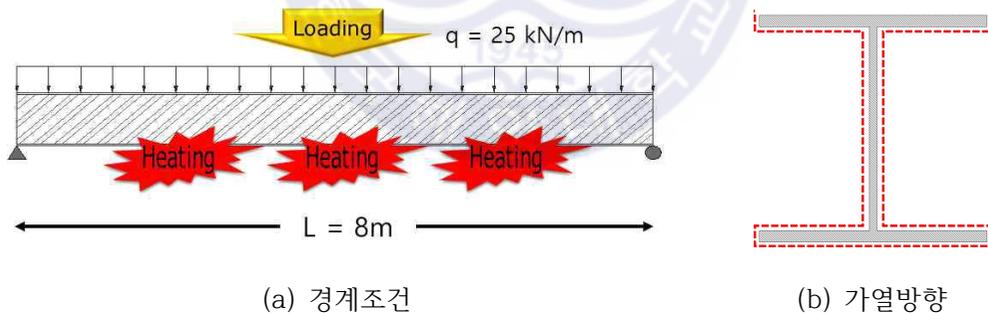
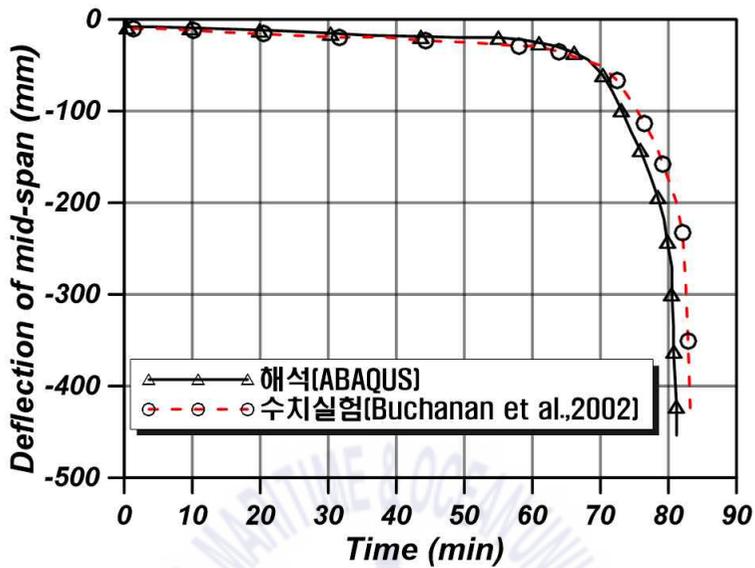
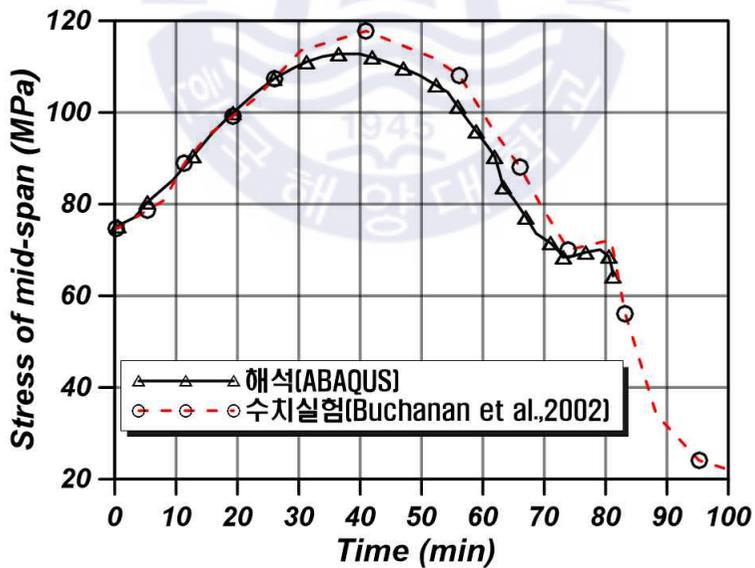


Fig. 3-21 Analysis condition of verification model for beam member

기존연구의 수치실험에서의 보의 중앙부 응력 및 변위결과 대하여 해석결과와 비교를 통해 검증하였으며, 검증결과는 Fig. 3-22와 같다. 모든 구간에서 응력 및 처짐의 경향이 일치하는 것으로 나타났다. 이 결과로부터 이 연구에서 사용되는 열 해석 모델링 기법이 충분한 타당성을 갖는 것이 확인되었다.



(a) 중앙부 처짐



(b) 중앙부 응력

Fig. 3-22 Verification of beam member model

### 3.5.3 기둥부재 열응력해석 검증

이상록(2002)은 기둥의 구조적 붕괴에 이르는 한계온도를 실험적으로 도출하였다. 기둥부재 내화시험방법에 따라 시험을 수행하였으며, 실험하중량을 변수로 하였다. 기존연구의 실험체는 SS275 강종으로 제작된 무피복 H형강 기둥이며, 높이는 3.5m, 단면은 H-300×300×10×15이다. 이 연구에서는 기둥부재의 모델링기법의 타당성을 확보하기 위하여 기존연구의 축력비 80%(138.4톤)를 재하한 실험에 대하여 검증했으며, 축방향 변위의 비교를 통해 검증하였다. 일반적인 기둥의 파괴거동은 전체좌굴(Global buckling) 및 국부좌굴(Local buckling)에 의해 지배적이며, 원인은 초기결함 및 하중의 편심작용 등에 기인한다. 이와 같은 현상을 해석적으로 규명하기 위해서는 초기결함 및 편심 조건 등을 모델링해야만하나, 이는 좌굴에 영향을 미치는 초기조건에 대한 정확한 정보가 필요하므로 실질적으로 구현이 어렵다. 기존연구의 초기결함에 대한 정보가 부족하여  $h/1000$ 이라는 초기 휨결함조건(initial bow imperfection)을 가정하였다. 이는 기둥의 높이 1/1000에 해당하는 수평변위가 기둥의 중앙부에 초기 휨결함에 의해 발생한 조건이며, 이를 모델링하는 방법은 다음 장에서 자세히 기술한다.

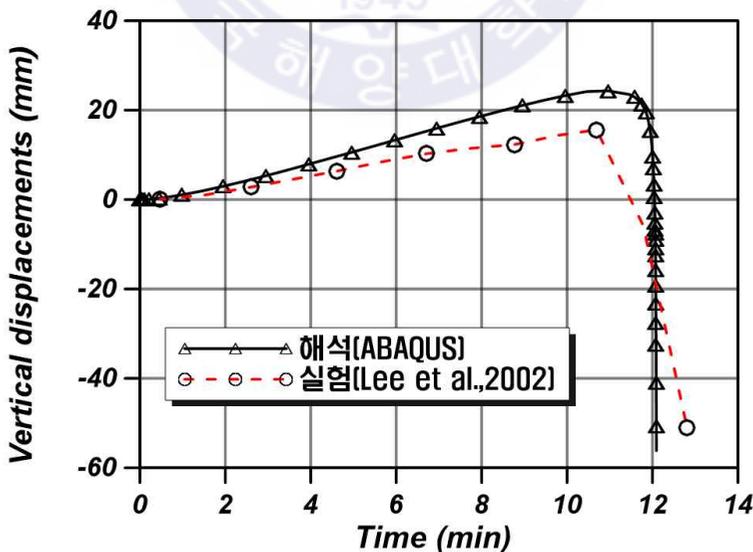


Fig. 3-23 Verification of column member model

Fig. 3-23에 실험결과와 해석결과의 시간에 따른 축방향 변위의 비교를 나타냈다. 국내 내화성능시험의 하중지지력성능 기준에 의하면 실험에 의한 내화성능시간은 13분으로 나타났고, 해석에 의한 내화성능시간은 약 12분인 것으로 나타났다. 전 구간에서 비슷한 경향을 보였으며, 변위가 반전되는 시점이 약 1분정도 차이가 났다. 초기결함에 대한 정보, 혹은 실험 후의 좌굴형상의 정보를 파악한다면 더욱 참에 가까운 해석결과를 얻을 수 있을 것으로 판단된다. 그러나 본 검증에서는 가정을 통한 해석결과임에도 불구하고 파괴시점이 거의 일치하는 것으로 나타났으며, 따라서 초기결함을 고려한 기둥의 모델링 방법의 타당성이 확보되었다.

#### 3.5.4 검증결과 고찰

이 연구에서 사용되는 열응력해석 모델링 기법의 타당성을 확보하기 위하여 3종의 기존연구결과를 검증하였다. 열전달해석은 실험치와 해석치가 거의 일치하는 것으로 나타났다. 부재의 온도분포는 기계적특성을 결정하는 중요한 인자이다. 따라서 이와 같이 신뢰성있는 열전달해석 결과는 양질의 열응력해석결과를 도출할 수 있을 것으로 판단된다. 보부재의 고온시 거동은 수치해석적 연구결과를 비교하여 모델링 기법의 타당성을 판단하였으며, 두 수치해석 프로그램의 해석결과가 거의 일치하는 것으로 나타났다. 기둥부재의 고온시 거동은 실험적 연구결과를 비교하였으며, 경향은 비슷하나 변위가 역전되는 지점 이전에 대한 오차가 최대 27% 가까이 발생했다. 그러나 좌굴이후에 하중지지력성능조건을 초과하는 시점이 거의 일치하는 것으로 나타난 부분과 한정된 실험조건에 대한 정보로 구현된 모델링임을 감안하면 매우 타당성있는 해석결과라고 판단된다. 따라서 이 연구에서 적용되는 열응력해석 기법의 타당성이 확보되었다.

## 제 4 장 내화·내진형강의 내화성능평가

이 장에서는 내화·내진강 및 일반 탄소강을 사용한 구조부재의 내화성능을 평가하였다. 내화성능은 국내 내화시험 규격상의 하중지지력성능 기준에 의거하여 내화성능시간으로서 평가되며, 내화성능시간 때의 단면평균온도를 한계온도로 정의하였다. 평가는 기둥 및 보에 대하여 각각 수행하였다. 단면 3종과 부재길이 3종을 변수로 하였으며, 각각에 대하여 9개의 기하형상에 2종의 강종을 적용하여 총 36개의 모델에 대하여 해석을 수행하였다. Fig. 4-1에 36개의 해석 모델을 정렬하였으며, 해석모델명을 Fig. 4-2의 규칙과 같이 적용하였다.



Fig. 4-1 Analysis model



Fig. 4-2 Rule of model name

## 4.1 기둥 부재

### 4.1.1 초기굽힘(initial bow imperfection)

일반적으로 기둥의 파괴거동은 좌굴에 지배적이다. 오일러 좌굴하중은 초기 결함 등의 조건을 고려하지 않은 이상적인 이론해이므로 실제 설계에서 사용하기에 무리가 있다. 좌굴하중에 상당한 영향을 미치는 초기결함이라는 변수가 항상 존재하고 있으며, 이는 결함 정도에 따라 이론적인 좌굴하중에 못 미치는 값으로 나타난다. 따라서 여러 강구조 설계코드에서는 초기결함을 고려한 설계 좌굴하중을 계산하는 식을 제시하고 있다. 초기결함에는 여러 가지가 있으나, 이 연구에서는 초기 굽힘에 대한 결함을 고려하였다. 초기굽힘이란 H형강 부재의 제작되는 공정부터 운송, 조립 등의 절차에서 발생하는 현상이며, 부재 길이에 대하여 중앙부스팬의 수평변위량( $e/L$ )을 의미한다. 이처럼 초기굽힘결함은 좌굴내력을 저하시키는 조건으로 국가별로 결함의 정도를 제한하고 있으며 Table 4-1과 같다. 이 연구에서는 L/1000의 초기굽힘을 약측에 대하여 적용하였다.

Table 4-1 Permissible initial bow imperfection by country

규격	허용 초기굽힘
국내	L/667 (0.150%)
미국 (ASTM)	L/960 (0.104%)
일본 (JIS)	L/1000 (0.100%)
유럽 (EN)	L/667 (0.150%)

초기굽힘을 모델링하기 위하여 고유치해석(Eigenvalue analysis)을 통해 전체좌굴형상, 즉 1차 모드의 절점 변위정보를 \*node file 키워드를 사용하여 얻는다. 그 후 \*imperfection 키워드를 사용하여 1차 모드의 형상으로 굽힘결함의 정도를 고려한 scale factor를 입력하여 초기굽힘결함을 모델링하였다.

#### 4.1.2 초기급힘을 고려한 좌굴하중 산정

이 연구에서는 하중비 0.65에 해당하는 FSR355의 한계온도를 결정하기 위해 설계하중의 65%에 해당하는 하중이 적용되었다. 여기서 설계하중은 한계상태설계법에 근거하여 좌굴하중에 하중계수 '0.90'을 곱한 값을 의미한다. 따라서 좌굴하중에 대한 파악이 선행되어야 하며, 이 연구에서는 초기급힘을 고려한 좌굴하중을 해석적인 방법으로 산정하였다. 사용된 방법은 후좌굴해석(Post-buckling analysis)이 가능한 호장증분법(Arc-length increment method)이며, 릭스법(Riks method)라고도 부른다. 보통의 정적비선형해석에서 사용되는 뉴턴-랩슨법(Newton-Raphson method) 알고리즘은 증분의 기울기가 '0'보다 커야하며, 그렇지 않은 경우 수렴에 실패할 가능성이 크다. 증분의 기울기가 음의 값을 갖을 수 있는 방법으로는 변위제어와 호장증분법이 있다. Fig. 4-3에 이러한 후좌굴에 대한 하중-변위 관계를 통틀어 나타냈다. Fig. 4-3은 뉴턴-랩슨법의 경우에는 임계하중( $P_{cr}$ ) 이후 음의 기울기를 갖는 증분에 의해 해석이 불가능하나, 변위하중 및 호장증분법을 이용하여 분기점(Bifurcation point) 이후의 후좌굴 거동을 확인할 수 있음을 보여준다.

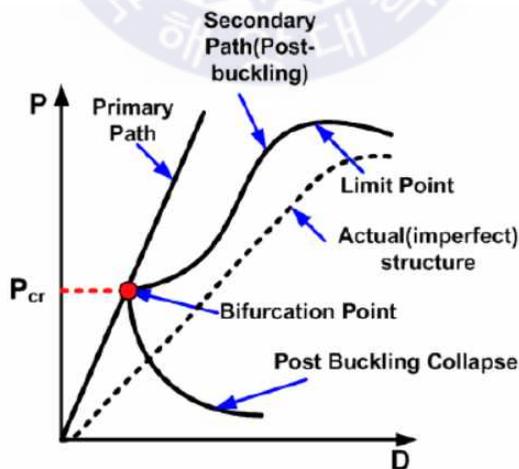


Fig. 4-3 P-Delta relationship before/after buckling bifurcation point

이와 같은 수치해석적 이론의 검증을 위해 뉴턴-랩슨법, 변위하중법, 그리고 호장증분법의 해석결과를 비교하였으며, Fig. 4-4와 같다. 뉴턴-랩슨법은 분기점 이후 수렴에 실패하여 해석이 종료되었으며, 변위하중법 및 호장증분법은 분기점 이후에도 해석이 이루어지는 것으로 나타났다. 해석값은 거의 동일한 것으로 나타났으며, 이 연구에서는 해석 수렴성이 높은 릭스법으로 해석모델별 좌굴하중을 산정하였다. 릭스해석에서 적용된 조건은 프로그램 상의 기본값으로 적용하였으며, 초기증분은 1E-004, 최소증분은 1E-007, 최대증분은 1E+036, 그리고 예상되는 전체 호의 길이(Estimated total arc length)는 1이다.

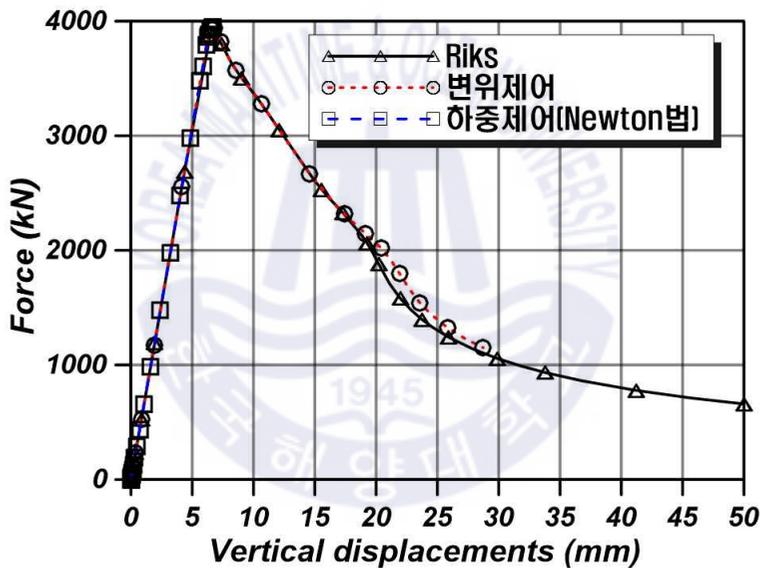


Fig. 4-4 Numerical theory test

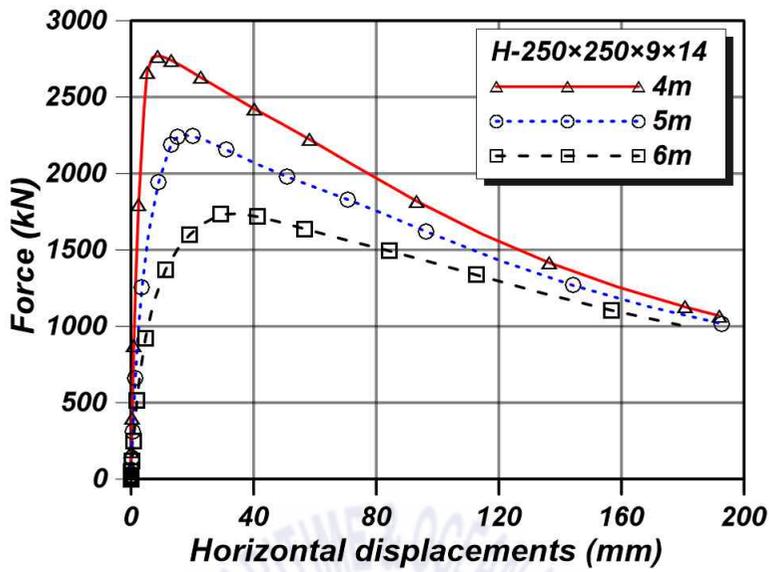


Fig. 4-5 Riks analysis result by length (H-250×250×9×14)

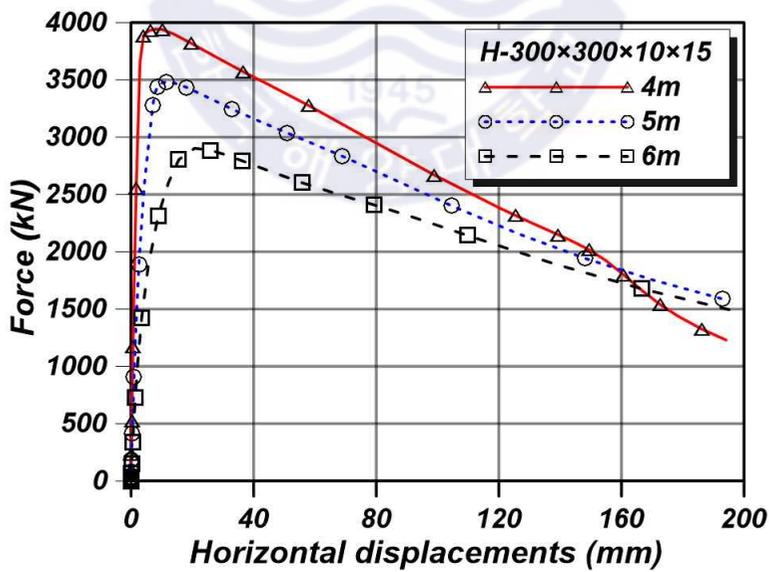


Fig. 4-6 Riks analysis result by length (H-300×300×10×15)

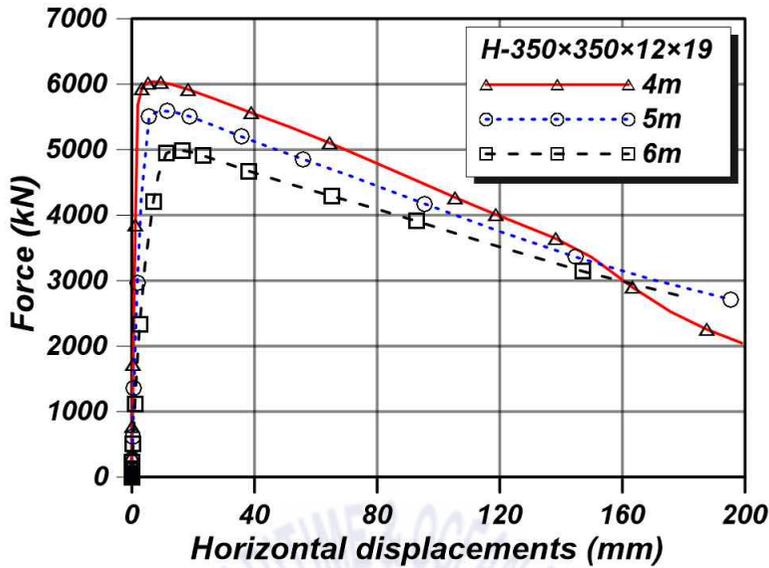


Fig. 4-7 Riks analysis result by length (H-350×350×12×19)

기둥모델의 기하형상은 단면 3종, 길이 3종으로 총 9개의 종류이며, 앞에서 일반 탄소강과 내화·내진강의 상온시의 강도는 동일하다고 가정했으므로 산정된 좌굴하중은 기하형상에 의해 지배적이다. Fig. 4-5부터 Fig. 4-7은 단면별 해석결과를 비교하여 나타내었다. 부재길이가 길수록 세장비가 커지므로 좌굴강도가 낮아지는 것으로 나타났으며, 또한 단면이 커질수록 세장비가 낮아져 좌굴강도가 상승하는 것으로 나타났다. Table 4-2에 9개의 모델 기하형상별 좌굴하중을 나타내었다. 산정된 좌굴하중으로 설계하중 및 화재시 소요하중을 계산하였다. 그리고 이 연구의 해석모델에는 하중비 0.65에 해당하는 화재시 소요하중을 가력하였다.

Table 4-2 Normal strength by analysis model of column member

연장	단면		
	H-250×250×9×14	H-300×300×10×15	H-350×350×12×19
4m	2769 kN	3943 kN	6037 kN
5m	2251 kN	3482 kN	5588 kN
6m	1737 kN	2903 kN	4993 kN

### 4.1.3 해석조건

9개의 모델 기하형상에 2가지의 강재를 적용하여 총 18개의 모델에 대하여 해석을 수행하였으며, 각각의 기하형상에 대하여 내화·내진강 및 일반 탄소강의 내화성능을 비교하였다. 내화성능은 국내 내화성능시험 규격인 KS F 2257-1의 하중지지력성능 기준에 따라 평가하였다. 기둥부재의 경우 한계 수축량 ( $C=h/1000$ )과 한계 변형속도( $dC/dt=3h/1000$ )를 모두 초과할 때까지를 내화성능시간이라고 정의된다. 이 해석모델은 실제 내화성능시험방법과 동일하게 해석조건을 부여하였다. 구속조건은 양단 핀지지를 적용하였으며, 약축방향의 좌굴거동을 위해 강축방향변위는 구속하였다. 가열조건은 가열로내부온도가 표준 온도곡선에 따라 승온되며, 모델의 전면에 대하여 가열되는 것으로 적용하였다. Table 4-3에 기둥부재의 열-응력 해석모델 제원을 나타내었다.

Table 4-3 Analysis model of column member

비 교	모 델	설 계 강 도 (kN)	화 재 시 소 요 강 도 (kN) (Load ratio=0.65)	초 기 굽 힘 (e/L)	하중지지력성능 기준 (KS F 2257-1)	
					한 계 수 축 량	한 계 수 축 율
1	CF-H250×250-4000	2492	1620	L/1000 (4mm)	40	12
	CG-H250×250-4000					
2	CF-H250×250-5000	2026	1317	L/1000 (5mm)	50	15
	CG-H250×250-5000					
3	CF-H250×250-6000	1563	1016	L/1000 (6mm)	60	18
	CG-H250×250-6000					
4	CF-H300×300-4000	3549	2307	L/1000 (4mm)	40	12
	CG-H300×300-4000					
5	CF-H300×300-5000	3134	2037	L/1000 (5mm)	50	15
	CG-H300×300-5000					
6	CF-H300×300-6000	2613	1698	L/1000 (6mm)	60	18
	CG-H300×300-6000					
7	CF-H350×350-4000	5433	3531	L/1000 (4mm)	40	12
	CG-H350×350-4000					
8	CF-H350×350-5000	5029	3269	L/1000 (5mm)	50	15
	CG-H350×350-5000					
9	CF-H350×350-6000	4494	2621	L/1000 (6mm)	60	18
	CG-H350×350-6000					

#### 4.1.4 해석결과

18개의 해석모델을 통해 총 9개의 비교를 하였다. Fig. 4-8부터 Fig. 4-16에 9개의 비교를 나타내었다. 내화성능을 평가하기 위하여 축방향 수축량, 수축속도, 그리고 부재 중앙부의 단면평균온도를 동일선상에 나타내었고 하중지지력 성능기준을 모두 초과하는 순간인 내화성능시간에 세로축을 표시하여 한계온도를 결정하였다. 18개의 기둥 모델은 모두 비슷한 거동을 나타내는 것으로 나타났다. 가열시간이 지속됨에 따라 부재의 온도가 상승되어 열팽창에 의해 길이 방향으로 양의 변위가 발생하였으며, 부재 내력을 일정수준이하로 저하되기 전까지는 지속적으로 팽창한다. 그리고 내력저하가 심각한 수준에 이르렀을 때부터 변위의 반전이 발생하는 것으로 나타났다. 해석결과에 의하면 전체 모델에 대하여 변위반전시점과 하중지지력 성능기준 초과시점의 차이가 1분 내외인 것으로 나타났다. ISO 834-1에서는 축방향 수축량이라고 표현하지만, 엄밀하게 따지면 이 측정값은 일반적으로 좌굴에 의해 급격하게 발생하는 축방향 음의 변위이다. 따라서 특별히 좌굴형상의 원인에 의해 2차적인 하중지지성능의 발생이 없는 이상 좌굴에 의한 축방향 음의 변위가 발생하는 순간까지를 내화성능시간으로 판단해도 무방할 것으로 보여진다. 변형속도의 경우는 변위반전이 발생하는 이후부터 매우 큰 값으로 나타났으며, 이에 따라 변형속도 성능기준은 크게 고려할 필요가 없는 것으로 판단된다.

Table 4-4에 해석결과를 통한 내화·내진강 및 일반 탄소강을 적용한 기둥부재의 내화성능시간 및 한계온도를 정리하여 나타냈다. 두 강재 모두 길이가 길수록 오히려 내화성능시간이 크게 나타났으며, 더불어 한계온도가 높게 측정되었다. 이와 같은 이유로는 길이가 길어질수록 세장해지므로 상대적으로 좌굴하중이 현저히 낮은 값을 가지게 된다. 다시 정리하면, 강재 온도상승에 따라 강도가 저감되는데 이에 따라 좌굴강도 또한 저감이 될 것이다. 그러나 세장비에 의한 좌굴강도 저감에 대한 영향이 더 크므로, 상대적으로 세장한 부재의 내화성능시간 및 한계온도가 크게 나오는 것으로 판단된다. 일반 탄소강의 내화성능시간은 평균적으로 11.2분인 것으로 나타났으며, 최대는 12.3분으로 나타났다.

그리고 한계온도는 평균적으로 542℃로 나타났으며, 최대는 586℃인 것으로 나타났다. 내화·내진강의 경우 내화성능시간은 평균적으로 14.3분이었으며, 최대는 15.6분으로 나타났다. 그리고 한계온도는 평균적으로 630℃이며, 최대는 671℃로 나타났다. 내화·내진강은 일반 탄소강과 비교하여 평균적으로 3.1분의 내화성능시간이 향상되는 것으로 나타났다. 9개의 비교에 의하면 한계온도의 차이가 일정하게 나타났으며, 내화·내진강이 평균적으로 87℃의 향상된 것으로 나타났다. 이 연구에서 수행된 기둥부재 해석모델의 단면 및 연장은 기성재 중에서도 활용도가 높은 제원이다. 기하형상별 한계온도차이가 일정하고 그 기하형상이 대표적이고 활용도가 높은 제원을 대상으로 하였으므로 산정된 한계온도의 평균치로서 기둥부재의 한계온도로 결정하는 것이 타당할 것으로 판단된다. 따라서 이 해석결과를 통해 내화·내진강을 적용한 기둥부재의 한계온도는 630℃, 일반 탄소강을 적용한 기둥부재의 한계온도는 542℃로 제안하는 바이다.

**Table 4-4** Fire comparison of fire resistance time and critical temperature for column members

단면	연장	일반 탄소강		내화·내진강		내화성능 시간차이 (분)	한계 온도 차이 (℃)
		내화성능시간 (분)	한계온도 (℃)	내화성능시간 (분)	한계온도 (℃)		
H250×250	4m	10.2	522	12.9	610	2.7	88
	5m	10.6	540	14	635	3.4	95
	6m	11.1	557	15.6	667	4.5	110
H300×300	4m	10.7	520	13.2	607	2.5	87
	5m	10.8	530	13.7	614	2.9	84
	6m	11.1	586	14.6	671	3.5	85
H350×350	4m	12.2	571	14.6	638	2.4	67
	5m	12.1	527	15	606	2.9	79
	6m	12.3	527	15.5	619	3.2	92
평균		11.2	542	14.3	630	3.1	87

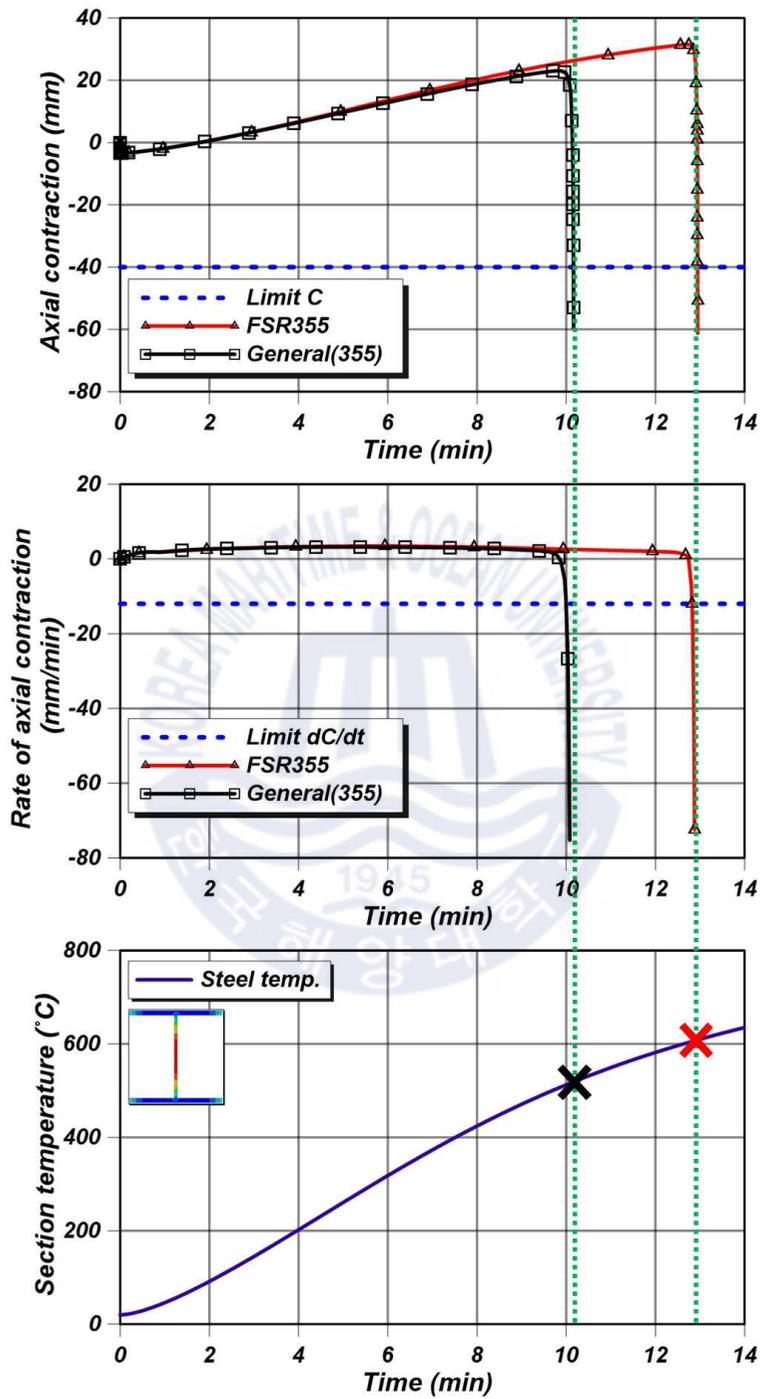


Fig. 4-8 Compare (1) : H-250×250×9×14, 4m

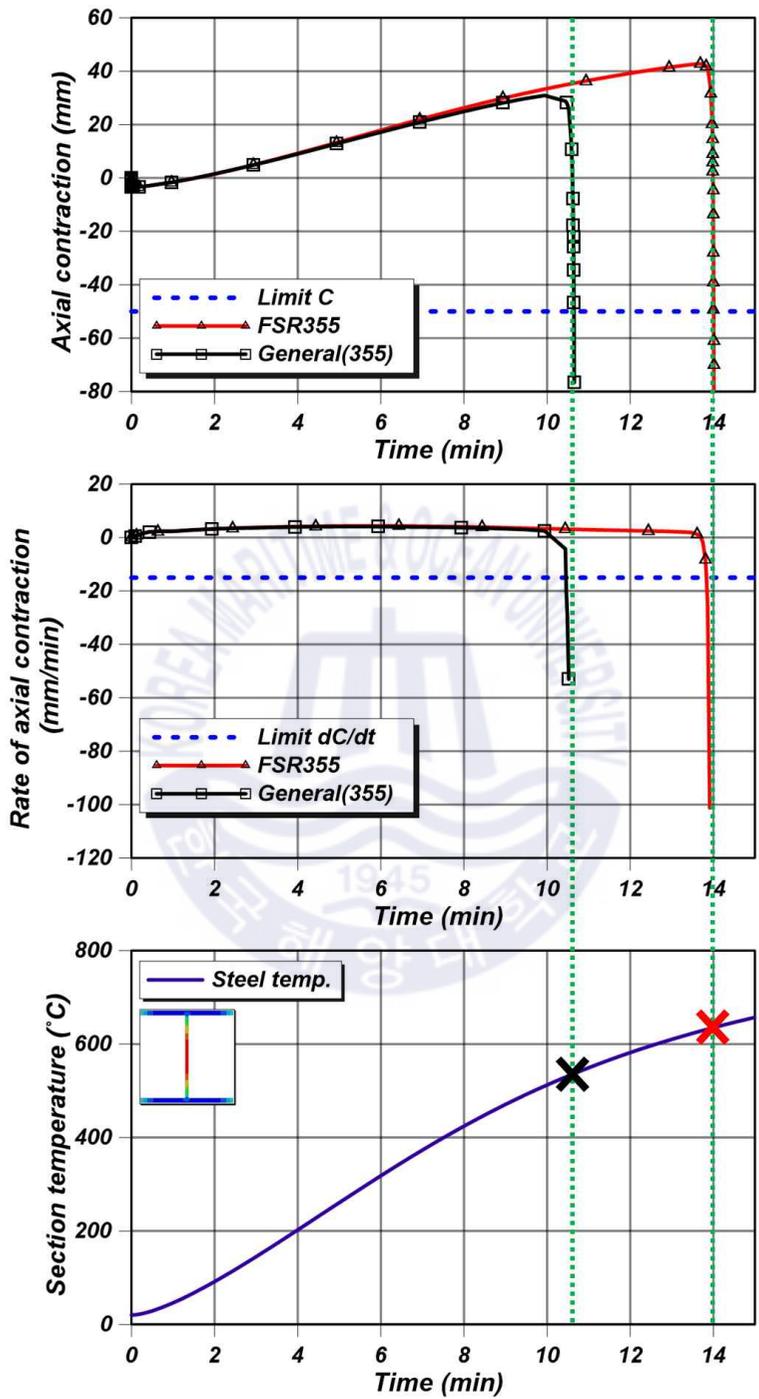


Fig. 4-9 Compare (2) : H-250×250×9×14, 5m

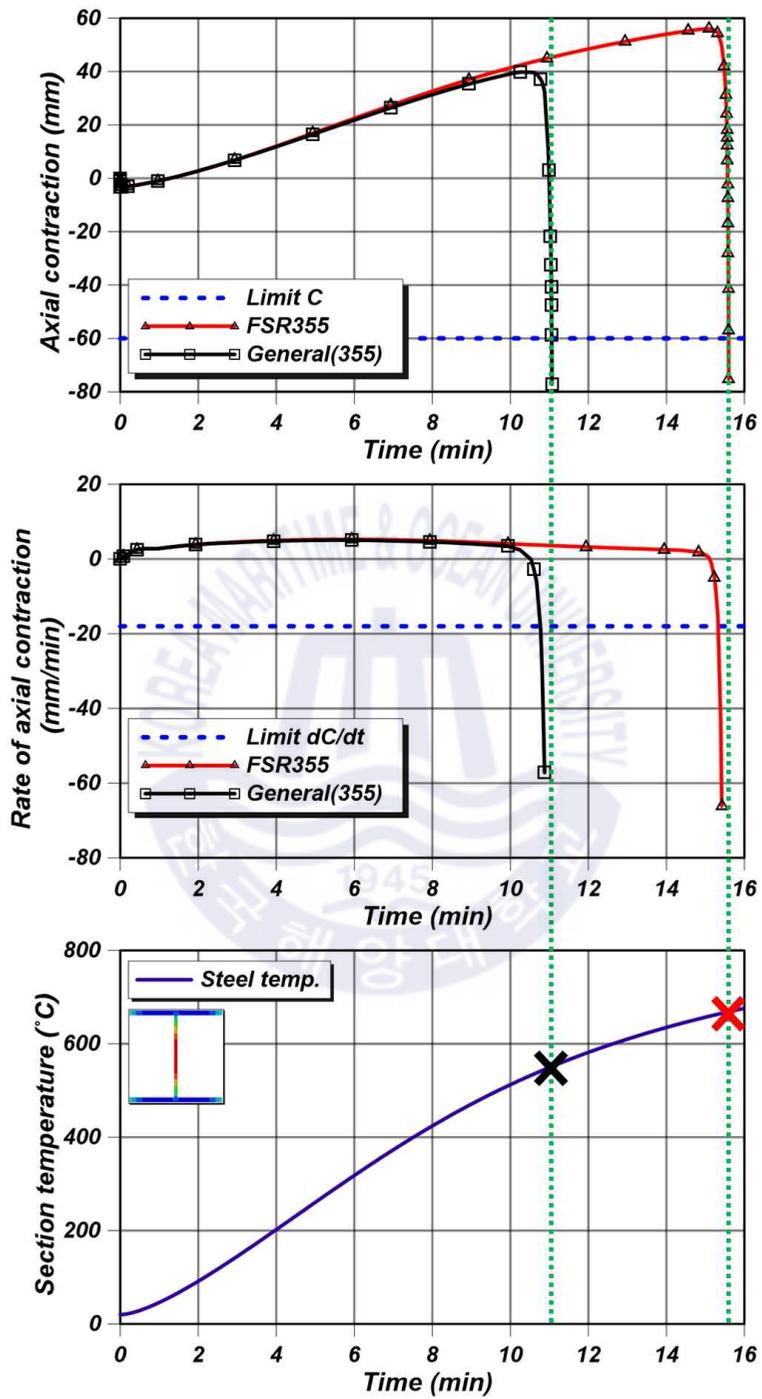


Fig. 4-10 Compare (3) : H-250×250×9×14, 6m

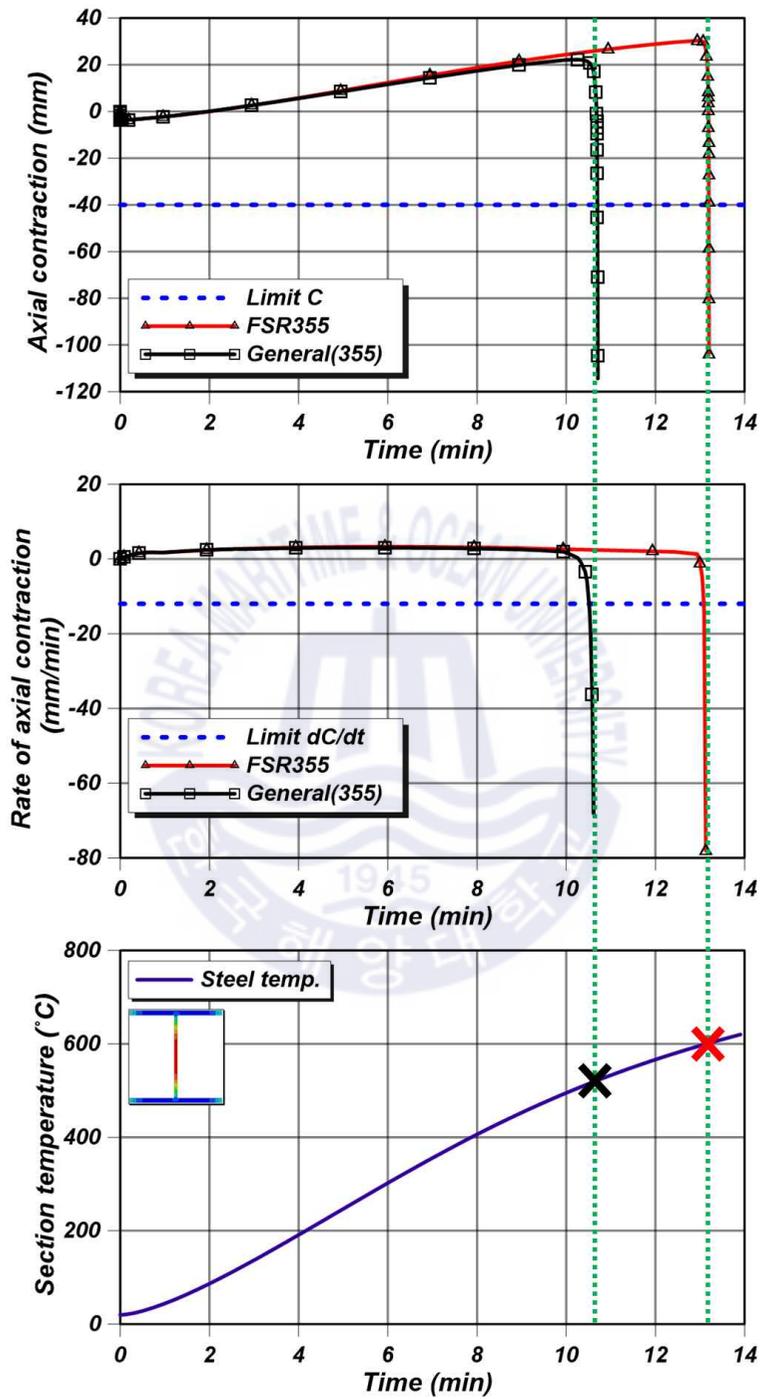


Fig. 4-11 Compare (4) : H-300×300×10×15, 4m

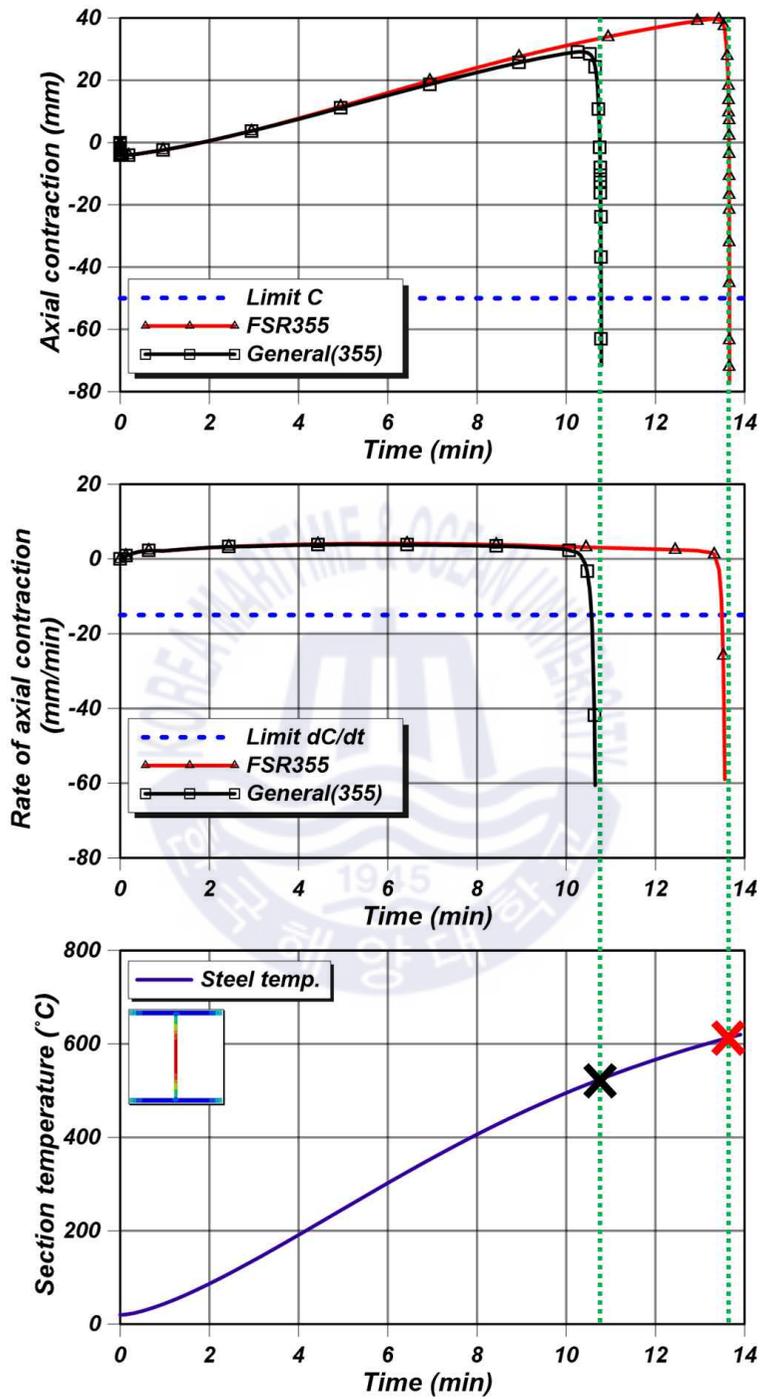


Fig. 4-12 Compare (5) : H-300×300×10×15, 5m

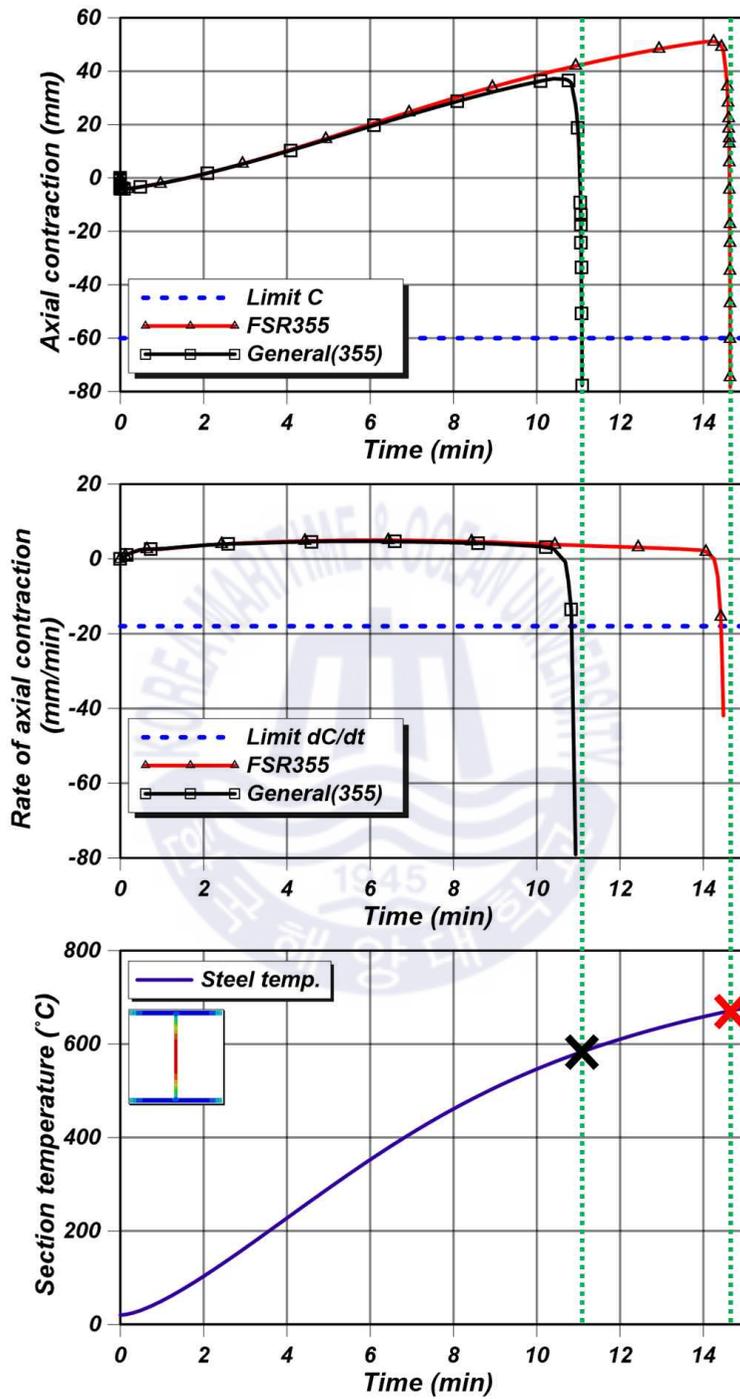


Fig. 4-13 Compare (6) : H-300×300×10×15, 6m

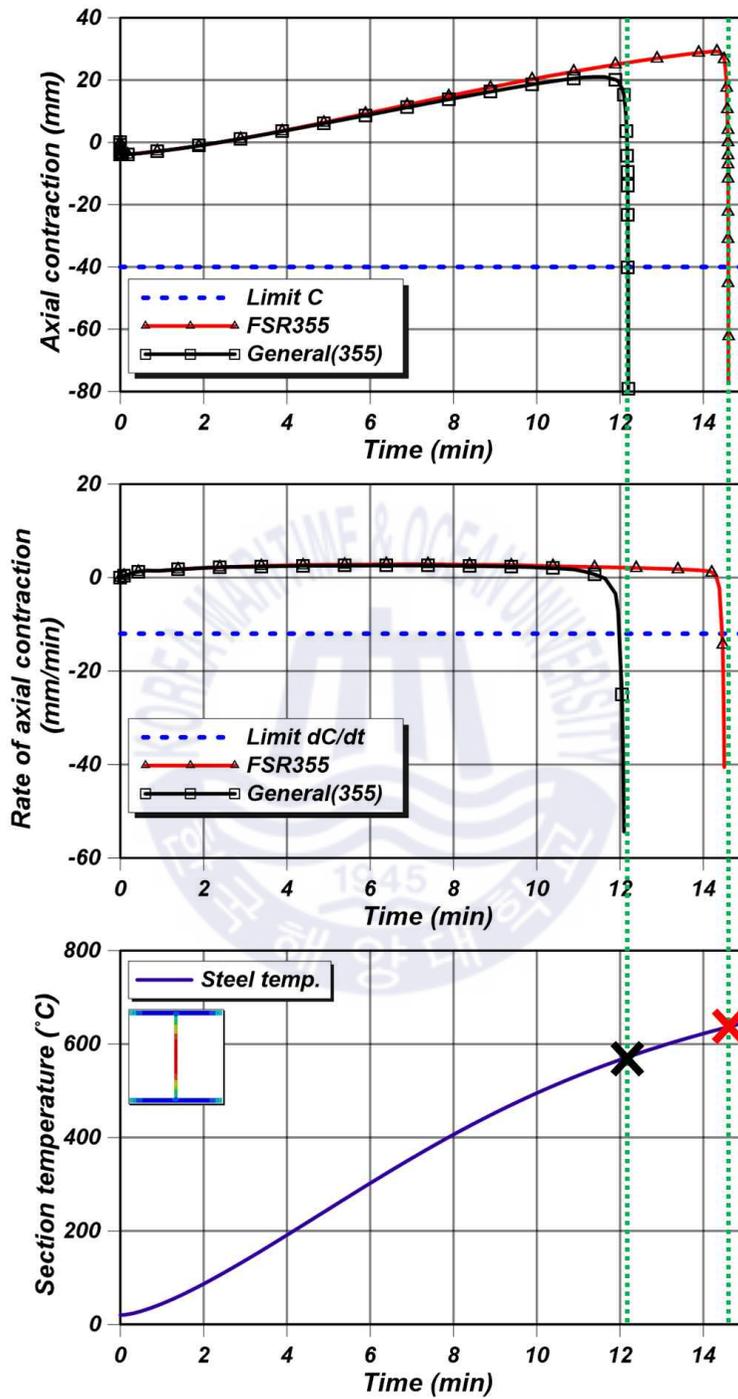


Fig. 4-14 Compare (7) : H-350×350×12×19, 4m

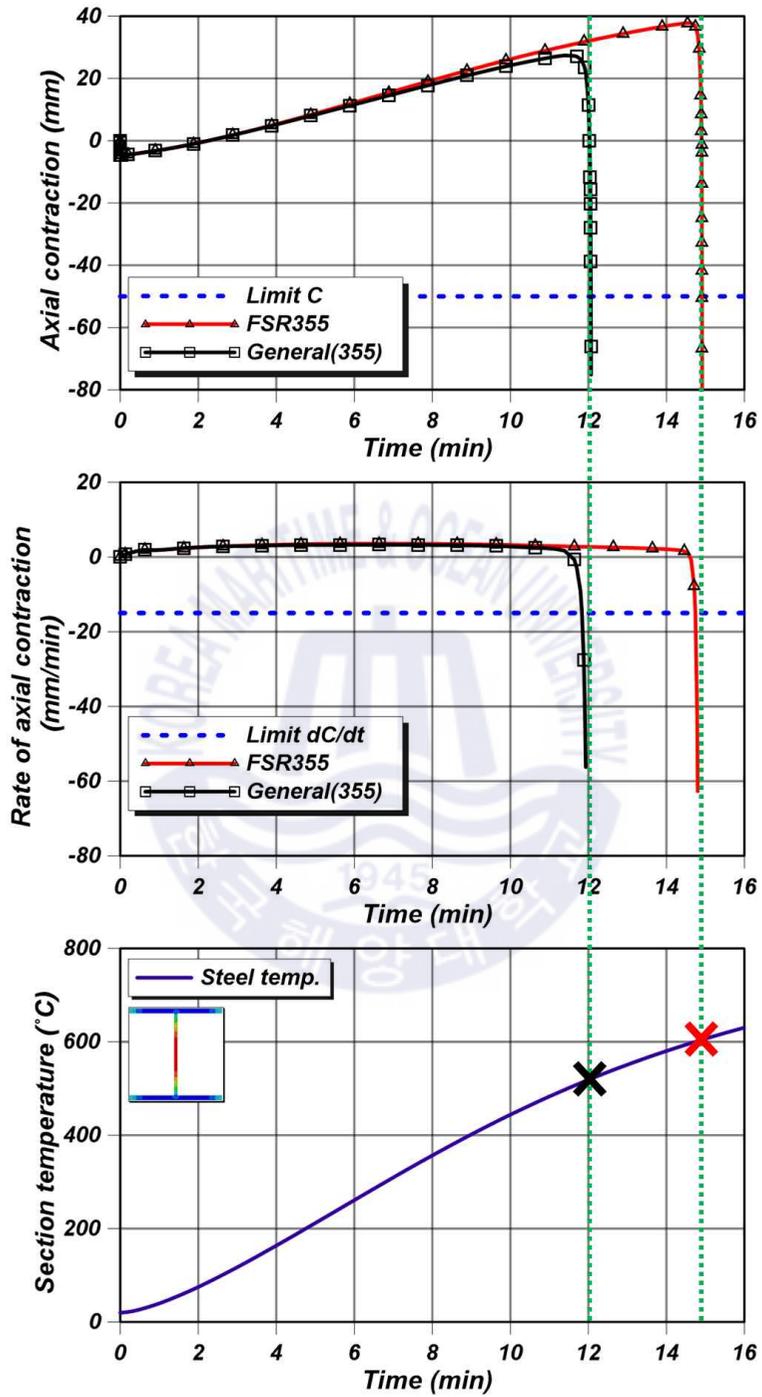


Fig. 4-15 Compare (8) : H-350×350×12×19, 5m

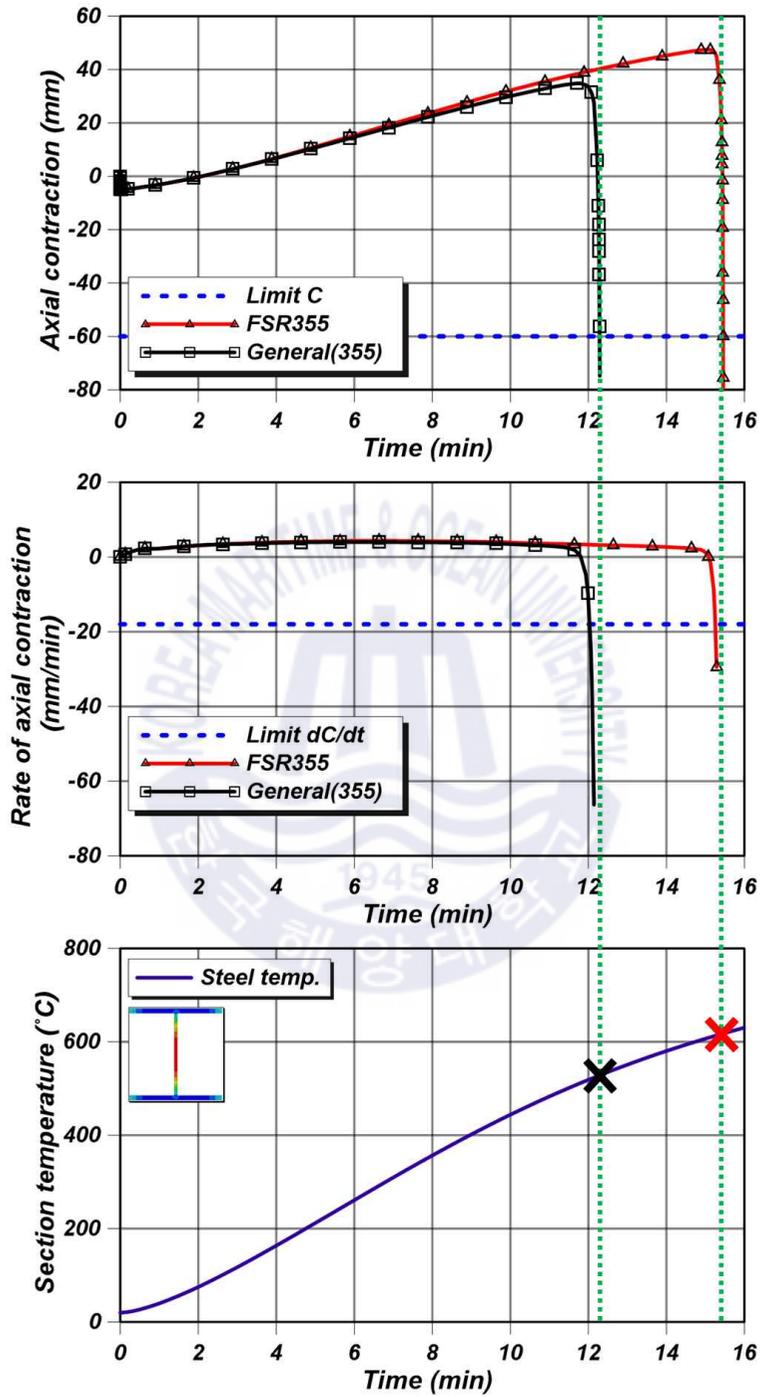


Fig. 4-16 Compare (9) : H-350×350×12×19, 6m

## 4.2 보부재

내화·내진강 및 일반 탄소강을 적용한 보부재의 내화성능 및 한계온도를 평가하기 위해 단면 및 길이를 변수로 한 18개의 모델에 대하여 열응력해석을 수행하였다.

### 4.2.1 해석조건

초기굽힘결함이 유독 기둥부재에서 취약하게 작용하는 원인은 축력에 의한 추가적인 모멘트의 영향이 크게 작용하기 때문이다. 일반적인 상황인 상온조건에서는 열팽창 등의 축력을 유발하는 인자가 없으므로 보 부재에서는 초기굽힘을 크게 고려할 필요가 없을 것으로 판단되나, 가열조건하에 양단구속조건의 경우에는 열팽창에 의해 상당한 축력이 발생하므로 편심에 의한 모멘트영향을 고려하는 것이 필요하다. 그러나 이 연구에서는 단순지지조건의 보부재에 대하여 열응력 해석을 수행하여 축방향에 대한 구속이 없으므로 열팽창에 의한 축력이 발생하지 않는다. 따라서 보 부재 모델은 초기굽힘결함을 고려하지 않았다.

Table 4-5에 18개의 모델에 적용된 하중조건 및 하중지지력 성능기준을 나타내었다. 여러 설계기준에서는 보부재의 공칭 휨강도를 판폭두께비 및 비지지길이 고려한 여러 가지 설계식을 제시하고 있다. 그러나 이 연구에서는 횡비틀림좌굴, 플랜지국부좌굴, 그리고 웹국부좌굴을 고려하지 않은 소성휨강도(소성모멘트)를 공칭휨강도로 설정하여 보수적으로 평가하였다. 설계강도는 한계상태설계법에 기초하여 하중계수 '0.90'을 사용하였다. 그리고 앞에서 기술한 것과 동일하게 화재시 소요강도는 설계강도의 65%를 적용하였다. 가열조건은 실제 내화시험에 따라 보부재의 상부에 덮개슬래브를 가정하여 상부플랜지의 상면을 제외한 나머지 3방향에 대하여 표준온도곡선으로 가열하였다. 즉, 상부플랜지의 상면은 강재 내부의 열전도에 의해서만 온도가 변화하는 것으로 모델링하였고, 나머지 3방향은 대류 및 복사가 모두 고려된다.

보부재의 내화성능은 하중지지력 성능기준으로 평가되며, 한계 처짐

( $D_{lim} = L^2/400d$ ), 한계 처짐속도( $dD/dt_{lim} = L^2/9000d$ ), 그리고 L/30(이후 처짐속도기준 적용)이 그 평가요소이다. 한계 처짐 및 한계 처짐속도 기준을 모두 초과하는 순간까지를 내화성능시간으로 정의하고있으며, 한계 처짐속도는 처짐량이 L/30 이상이 발생하였을 때부터 적용된다. 이에 따라 보부재 모델의 해석결과를 시간에 따른 처짐, 처짐속도, 그리고 보 중앙부 단면의 평균온도로 정리하였다.

Table 4-5 Analysis model of beam model

비 교	모 델	공칭강도 (kN·m)	설계강도 (kN·m)	화재시 소요강도 (kN·m) (Load ratio=0.65)	하중지력성능 기준 (KS F 2257-1)		
					한계 처짐	한계 처짐율	L/30
1	BF-H300×150-4000	193.2	173.9	113.0	40	12	133
	BG-H300×150-4000						
2	BF-H300×150-6000	193.2	173.9	113.0	50	15	200
	BG-H300×150-6000						
3	BF-H300×150-8000	193.2	173.9	113.0	60	18	267
	BG-H300×150-8000						
4	BF-H350×175-4000	311.1	280.0	182.0	40	12	133
	BG-H350×175-4000						
5	BF-H350×175-6000	311.1	280.0	182.0	50	15	200
	BG-H350×175-6000						
6	BF-H350×175-8000	311.1	280.0	182.0	60	18	267
	BG-H350×175-8000						
7	BF-H400×200-4000	475.8	428.2	278.3	40	12	133
	BG-H400×200-4000						
8	BF-H400×200-6000	475.8	428.2	278.3	50	15	200
	BG-H400×200-6000						
9	BF-H400×200-8000	475.8	428.2	278.3	60	18	267
	BG-H400×200-8000						

## 4.2.2 해석결과

이 연구에서 수행된 18개의 보부재 모델에 대한 열응력 해석결과를 보 중앙부의 처짐, 처짐속도, 그리고 단면의 평균온도로 분석하였으며, 국내의 내화시험방법의 하중지지력 성능기준에 기초하여 내화성능 및 한계온도를 산정하였다. Fig. 4-17부터 Fig. 4-25에 9개의 기하형상에 일반 탄소강 및 내화·내진강에 대한 해석결과의 비교를 나타내었다.

시간에 따라 강재의 온도가 상승되면서 내력이 저하되고, 이에 따라 처짐량이 증가하는 거동이 전체의 해석모델에 대하여 동일하게 나타났다. 그러나 내화·내진강의 급격한 처짐이 발생하는 시점이 일반 탄소강 대비 약 1~2분 내외로 지연되는 것으로 나타났다. 단면이 작을수록, 그리고 연장이 길수록 내화성능시간 및 한계온도가 높게 나타났는데, 이와 같은 원인은 단면이 작을수록 설계강도의 저하로 인한 초기 재하량이 대폭으로 낮아지고, 이러한 영향이 강재의 고온시 강도저감의 영향보다 크게 미치는 것으로 유추된다.

처짐속도의 경우는 일반 탄소강의 경우에 지속적으로 증가하는 추세로 나타났으나 내화·내진강의 경우에 처짐속도가 일부 구간에서 감소하는 추세가 나타났다. 이와 같은 결과로부터 내화·내진강이 일반 탄소강에 대비하여 고온시에 내력을 우수하게 발휘하는 것을 알 수 있다.

Table 4-6에 해석결과로부터 모델별 내화성능시간 및 한계온도를 나타내었다. 일반 탄소강은 평균적으로 내화성능시간이 10.9분, 그리고 한계온도는 566°C로 나타났다. 내화·내진강의 경우 평균적으로 내화성능시간이 12.5분, 그리고 한계온도가 611°C로 나타났다. 9개의 비교에 의하면 내화성능시간 및 한계온도차이가 매우 유사한 경향을 나타내었으며, 평균적으로 내화성능시간의 경우에 1.5분, 한계온도의 경우에 45°C로 나타났다.

이와 같은 해석결과로부터 하중지지력 성능을 고려한 한계온도를 산정하였다. 내화·내진강과 일반 탄소강의 모델별 내화성능시간 및 한계온도가 매우 유사한 경향이 있고, 더불어 해석대상의 단면제원은 기성재 가운데 매우 활용

도가 높다. 따라서 이 연구에서는 해석모델별 한계온도에 대한 평균값을 내화·내진강 및 일반 탄소강의 한계온도로 산정하였다.

**Table 4-6** Fire comparison of fire resistance time and critical temperature for beam members

단면	연장	일반 탄소강		내화·내진강		내화성능 시간차이 (분)	한계 온도 차이 (°C)
		내화성능시간 (분)	한계온도 (°C)	내화성능시간 (분)	한계온도 (°C)		
H300×150	4m	10.4	572	11.8	622	1.4	50
	6m	10.5	580	12.5	634	2.0	54
	8m	11.5	609	13.2	650	1.7	41
H350×175	4m	10.2	544	11.7	591	1.5	47
	6m	10.5	552	12.0	597	1.5	45
	8m	11.1	572	12.6	617	1.5	45
H400×200	4m	11.3	552	12.5	589	1.2	37
	6m	11.3	551	12.8	595	1.5	44
	8m	11.7	565	13.2	607	1.5	42
평균		10.9	566	12.5	611	1.5	45

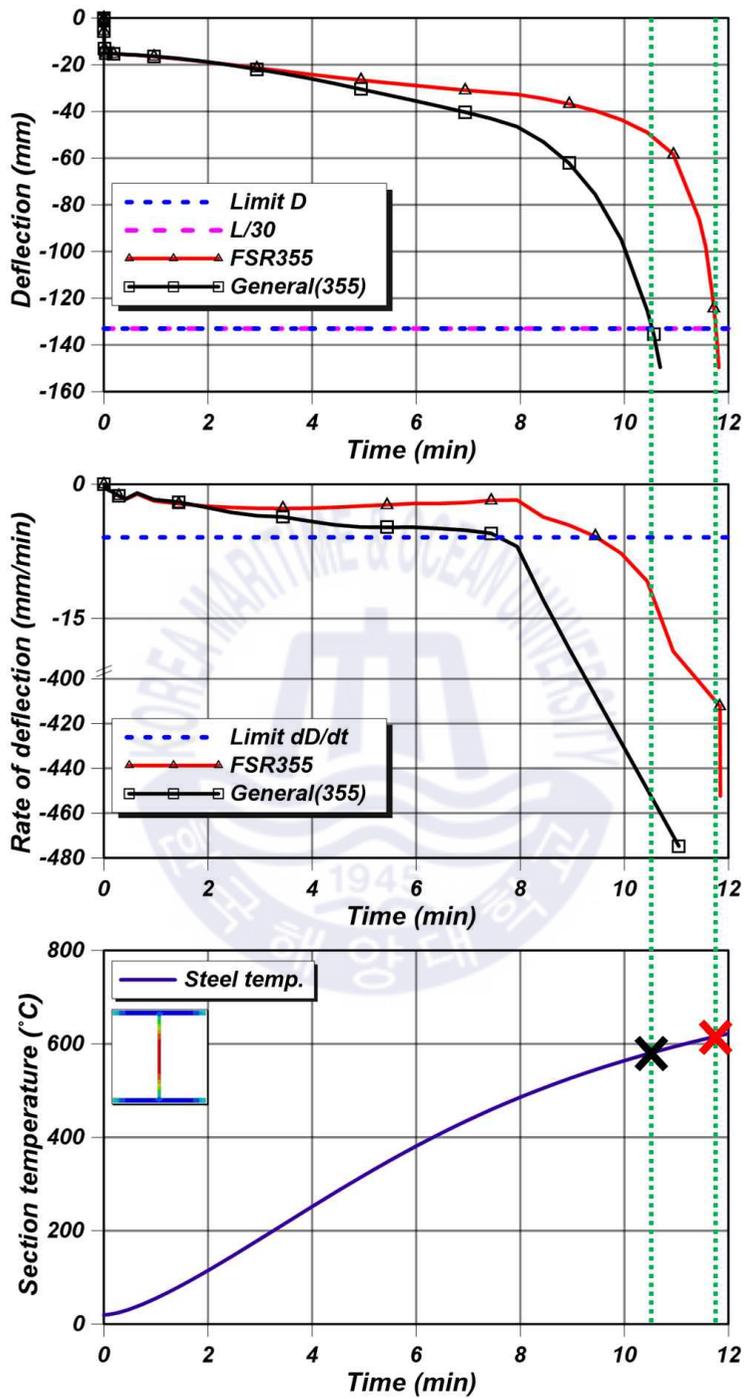


Fig. 4-17 Compare (1) : H-300 × 150 × 6.5 × 9, 4m

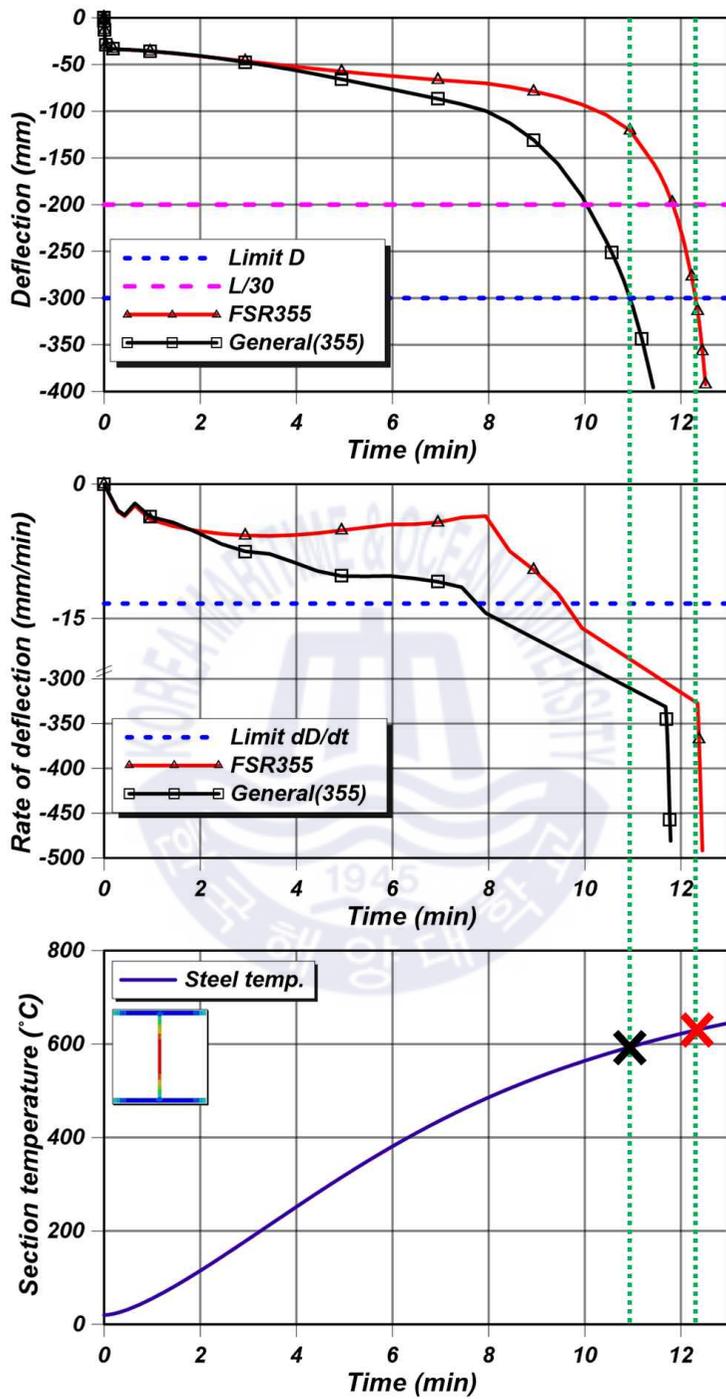


Fig. 4-18 Compare (2) : H-300 × 150 × 6.5 × 9, 6m

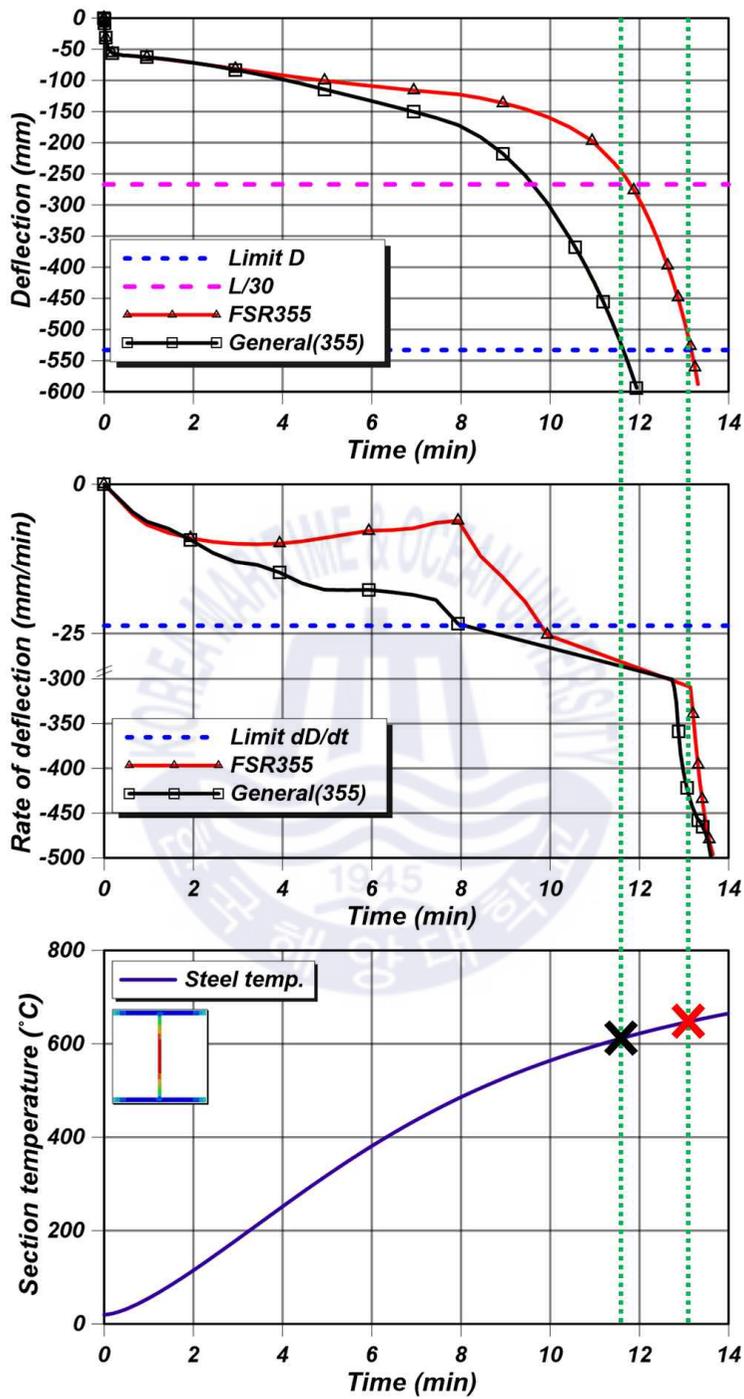


Fig. 4-19 Compare (3) : H-300 × 150 × 6.5 × 9, 8m

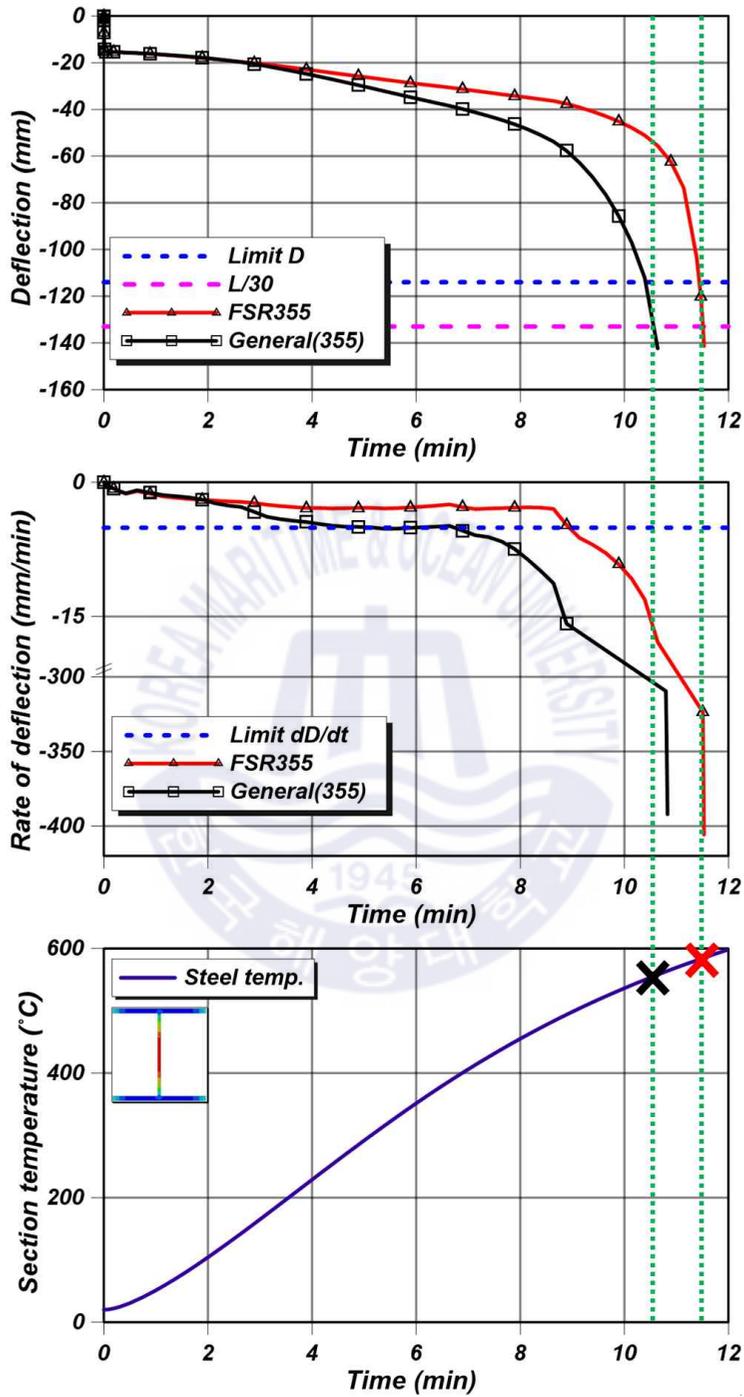


Fig. 4-20 Compare (4) : H-350×175×7×11, 4m

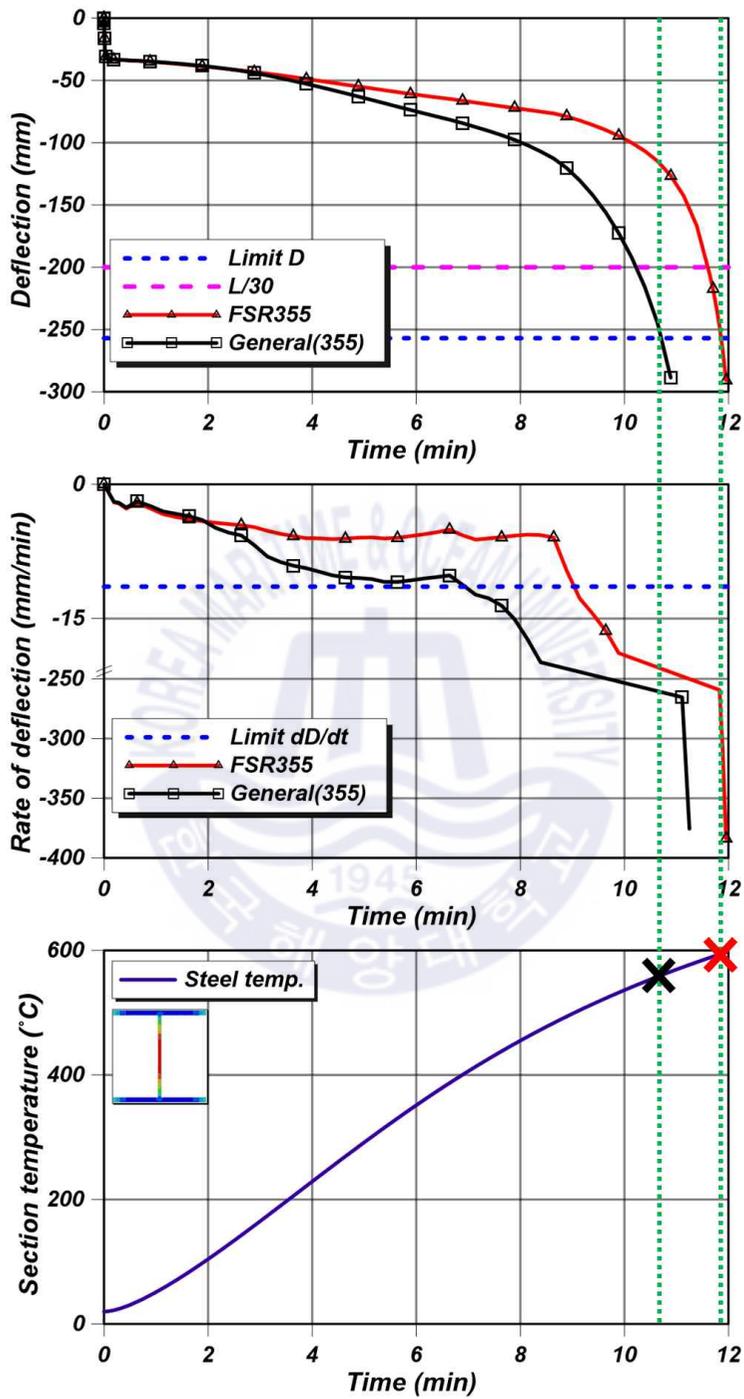


Fig. 4-21 Compare (5) : H-350×175×7×11, 6m

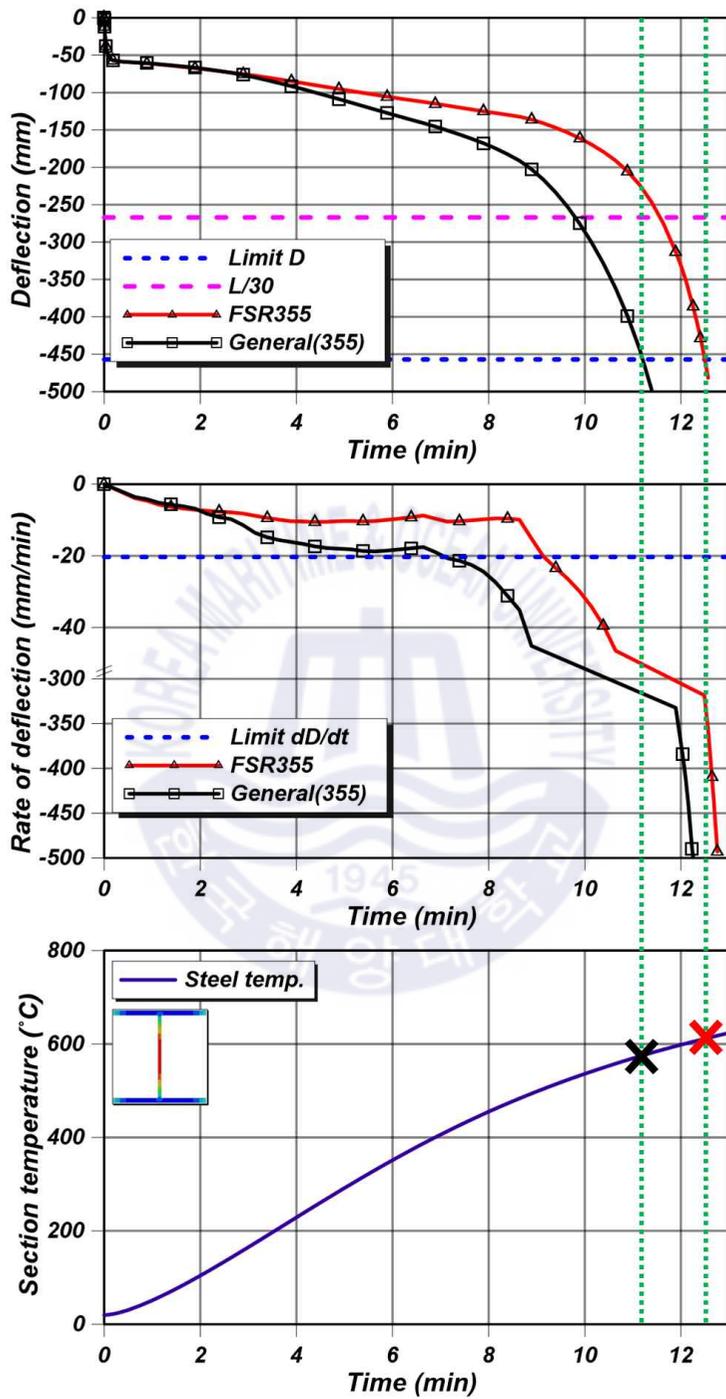


Fig. 4-22 Compare (6) : H-350×175×7×11, 8m

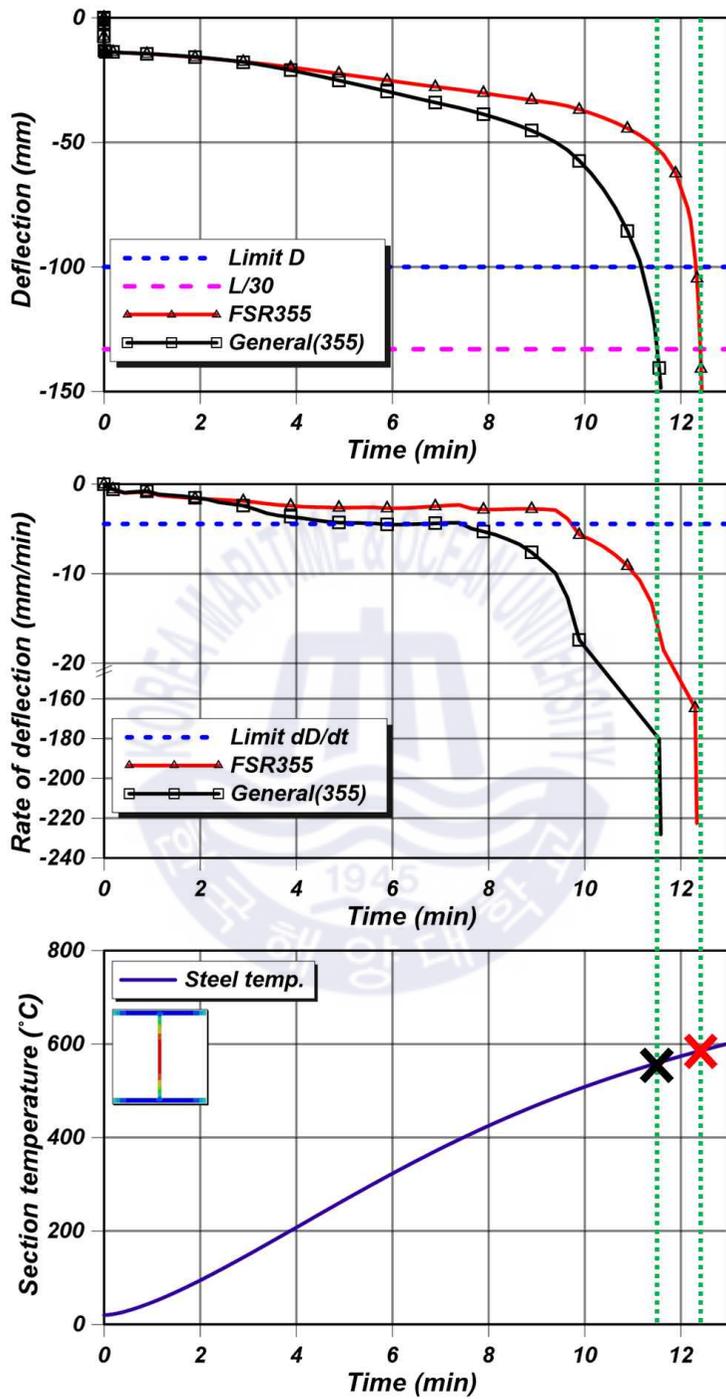


Fig. 4-23 Compare (7) : H-400 × 200 × 8 × 13, 4m

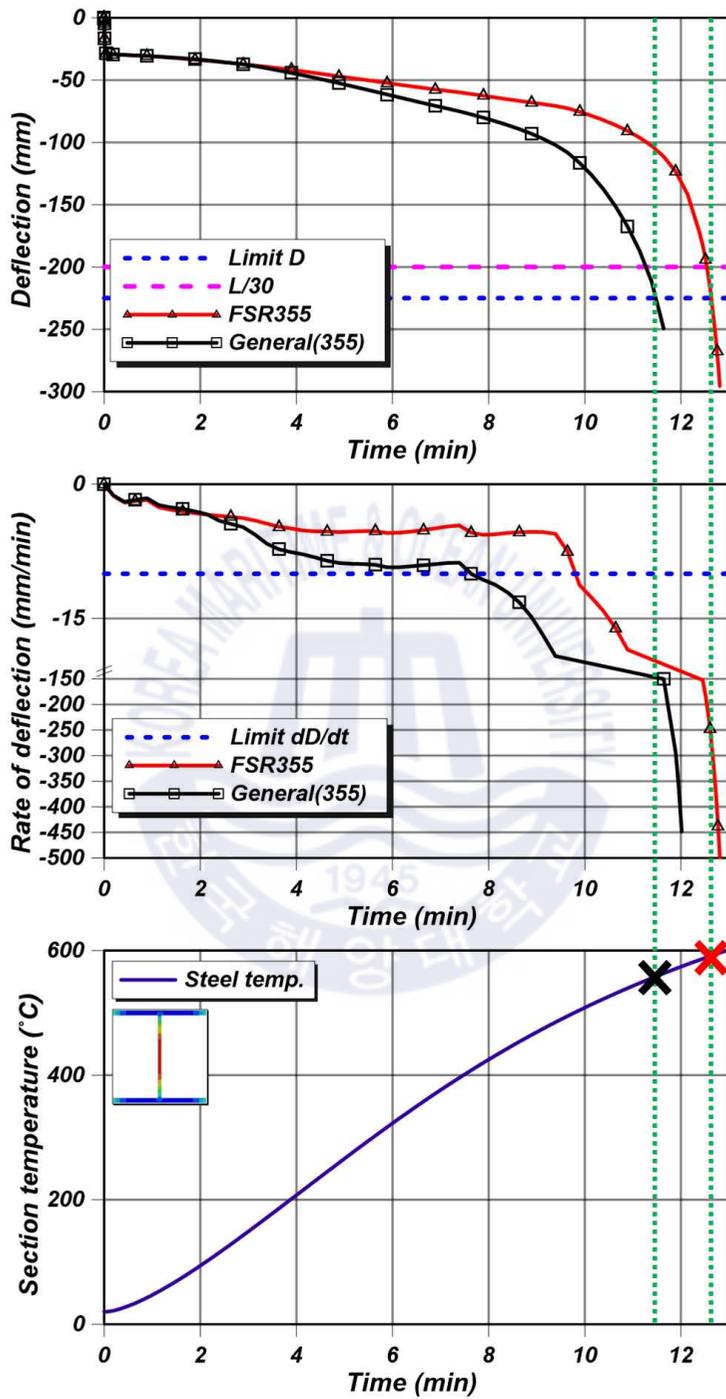


Fig. 4-24 Compare (8) : H-400 × 200 × 8 × 13, 6m

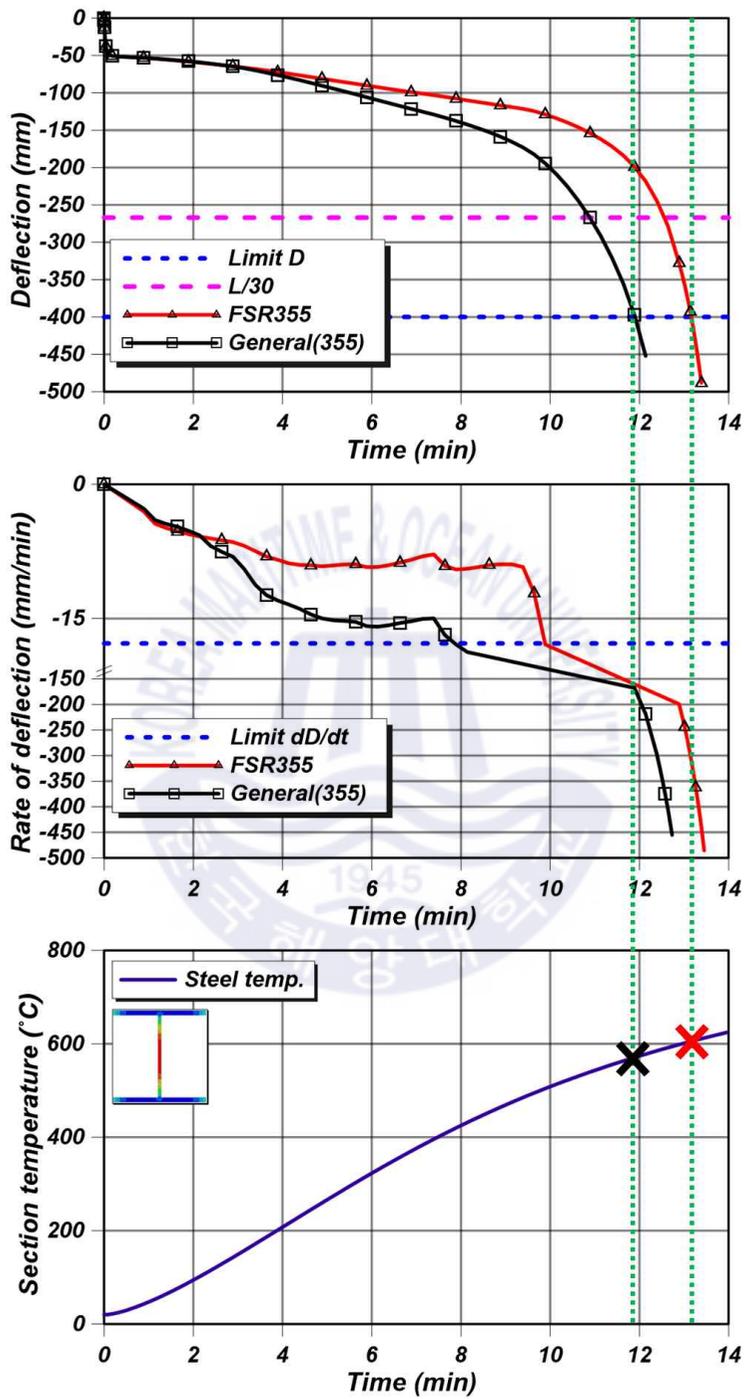


Fig. 4-25 Compare (9) : H-400 × 200 × 8 × 13, 8m

### 4.3 내화·내진강 및 일반 탄소강의 한계온도

이 연구에서는 열응력해석을 통해 부재기능 및 강재종류에 따른 한계온도를 하중지지력 성능기준을 고려하여 산정하였다. Table 4-7에 조건별 하중지지력 성능을 고려한 한계온도를 나타내었으며, 국내 내화설계기준의 한계온도와 비교하여 향상비율을 나타내었다.

내화·내진강을 사용한 기둥부재의 한계온도는 630℃이며, 기존 한계온도 대비 17.1%가 향상되었다. 보부재의 경우 한계온도는 611℃로 나타났으며, 기존 한계온도 대비 13.6%가 향상되었다.

일반 탄소강을 사용한 기둥부재의 한계온도는 542℃, 보부재의 한계온도는 566℃로 나타났다. 현행중인 기존의 한계온도는 일반 탄소강의 고온시 강도저감계수를 기초하여 제시된 값이다. 기존의 한계온도가 하중지지력 성능을 고려한 한계온도보다 낮은 한계온도인 것으로 나타났는데, 이에 따라 내화 설계시 하중지지력 성능을 고려하는 것이 더욱 합리적일 것으로 예상된다.

Table 4-7 Critical temperature of FSR355 and general carbon steels

강재 종류	부재 기능	기존 한계온도(℃)	하중지지력성능을 고려한 한계온도(℃)	향상온도(℃)	향상률(%)
내화·내진강	기둥	538	630	92	17.1
	보		611	73	13.6
일반 탄소강	기둥		542	4	0.7
	보		566	28	5.2

## 제 5 장 내화·내진형강의 경제성평가

이 장에서는 앞에서 산정된 내화·내진강의 한계온도를 적용한 내화설계시에 일반 탄소강에 대비하여 향상되는 경제성을 정량적으로 평가하였다.

### 5.1 내화·내진강의 경제성평가 방법

생애주기비용(LCC, Life cycle cost)이란 초기투자단계에서 철거단계로 이어지는 일련의 과정, 그리고 그에 따라 투입되는 제반비용을 합계한 것을 의미한다. 대표적인 예로 무도장을 실시하는 내후성 강재를 사용하여 구조물의 유지보수 및 관리비용을 낮추는 경제적 효과를 통하여 LCC를 저하시킨 사례가 있다. 그러나 내화·내진강은 상시 환경이 아닌 매우 특수한 환경인 화재 및 지진에 대응하기 위해 개발된 새로운 강재이므로 생애주기비용 분석에는 기본적으로 제한성이 있다.

건축구조물의 생애주기는 신축, 안정, 노후, 그리고 폐기단계로 구분된다. 이 연구에서는 신축단계에서 내화·내진강의 적용에 따른 경제적 효과를 평가하였다. 이는 골조 구조에 사용되는 내화·내진강은 건축물 내부에 존재하므로 신축의 경우를 제외하고는 일반적으로 유지관리가 이루어지지 않기 때문이다.

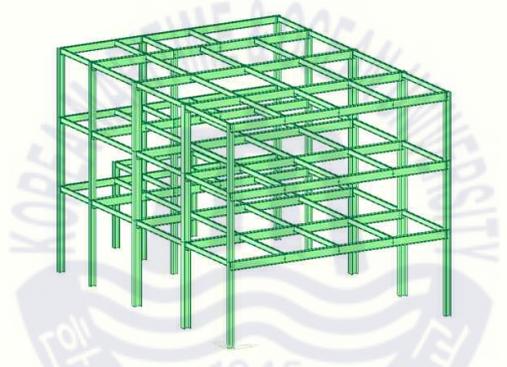
국내 내화성능시험 가운데 비교적 간단한 비재하내화시험에서는 단순히 고온시의 강도저감비를 고려한 한계온도를 기준으로서 준용하고 있다. 그 마저 일반 탄소강의 재료 특성을 기준으로 하였으며, 부재기능에 제한없이 일률적으로 적용되고 있는 실정이므로 일반 탄소강 이외의 강재를 적용한 내화설계시에 어려움이 따른다. 이와 같은 현 내화성능기준의 모순점을 해결하기 위하여 해석적인 방법을 통해 재하가열시험을 구현하고, 하중지지력 성능을 고려한 부재기능별 한계온도를 산정하였다.

건물 신축단계에서 내화·내진강을 적용하게 되면 향상된 한계온도량에 상응하는 피복량을 절감할 수 있을것으로 예상된다. 피복재는 두꺼울수록 시공이 어려우며, 부착강도가 상대적으로 저하되므로 탈락현상이 잦다. 따라서 내화설

계는 요구시간의 수준을 만족하는 최소한의 피복재시공이 권장된다. 이 연구에서는 이러한 설계개념에 착안하여 피복재 절감을 통한 신축단계에서의 경제성을 평가하였다. 평가를 위한 대상 구조물은 3층 규모의 철골공장을 대상으로 하였으며, Table 5-1에 3차원 구조해석 모델 및 주요부재의 조합응력비를 나타내었다.

**Table 5-1** Target structure for economic evaluation

대상구조물 : 3층 규모 철골 공장
기존 적용강재 : SS275, 변경 적용강재 : SM355



보 부재			기둥 부재		
단면	조합응력비		단면	조합응력비	
	SS275	SM355		SS275	SM355
H-488×300×11×18	0.998	0.798	H-400×400×13×21	0.876	0.679
H-400×200×8×13	0.568	0.437	H-300×300×10×15	0.836	0.763
H-300×150×6.5×9	0.788	0.625	H-200×200×8×12	-	-

기존에 설계된 부재는 SS275이며, 355MPa급 내화·내진강와의 비교를 위해 SM355적용하여 재해석을 실시하였다. 조합응력비의 감소에 따라 단면 재설계가 필요할 수 있으나 그 과정이 상당히 복잡하며, 이 연구의 목적과 큰 영향이 없을 것으로 판단된다. 따라서 단면 재설계는 고려하지 않았다. 또한, 일반적으로 강재의 톤당 가격은 항복강도에 지배적인 경향이 있는 것으로 조사되었으며, 내화·내진강의 경우는 비록 특수강재이기는 하나 비교 강재와 동일한 항복강

도인 것을 감안하면 강제 투입비용의 차이는 무시할 수 있는 수준이라고 가정할 수 있다. 이와 같은 가정으로부터 내화·내진강의 적용으로 인해 절감되는 철골 내화피복 공사비가 경제성평가의 척도가 된다.

일반적으로 내화피복은 인증된 피복에 대하여 설계기준적으로 시공되는 경향이 있다. 따라서 이 연구에서는 기둥 및 보 부재 각각에서 조합응력비가 가장 높은 단면에 대하여 내화피복두께를 산정하고, 모든 단면에 대해 피복두께를 동일하게 적용하는 것으로 가정하였다. 기둥 부재는 H-300×300×10×15, 보 부재는 H-488×300×11×18을 대상으로 피복을 포함한 2차원 열전달 해석을 실시하였다.



## 5.2 내화 피복재

내화 피복재는 내화뿔칠, 내화도료, 내화보드 등 그 종류가 다양하다. 내화도료의 경우 비용이 높고 도료두께가 두꺼울수록 그 시공비용 매우 커지는 단점이 있다. 내화보드의 경우 마찬가지로 그 비용이 높고 시공이 까다로운 면이 있다. 반면 내화뿔칠은 시공비용이 저렴하며, 복잡한 구조에서도 시공이 용이하여 그 활용도가 높다. 따라서 이 연구에서는 내화 뿔칠피복재의 사용을 가정하여 경제성을 평가하였다.

### 5.2.1 내화 뿔칠피복재 관련 기존연구

국내에서는 내화피복의 고온열적특성에 관한 연구가 매우 미진한 실정이다. 내화 뿔칠피복 업체에서는 상온시의 열적 특성을 일부 제공하고 있으나, 이와 같은 제한적인 정보를 사용한 열전달해석은 피복재의 성능을 과대평가할 개연성이 크다. 따라서 피복재를 포함한 강재의 열전달해석에는 내화 피복재의 고온열적특성에 대한 입력정보가 매우 중요하며, 이에 대한 연구가 필요하다.

#### NIST NCSTAR 1-6A : Passive Fire Protection (2005)

이 보고서는 국제무역센터(WTC, World Trade Center)의 항공기 추돌에 의한 붕괴사고 이후 NIST(National Institute of Standards and Technology)에서 조사한 최종 보고서의 일부분이며, 항공기 추돌 전후 PFP(Passive Fire Protection)의 전반적인 상태를 평가하는데 사용할 수 있는 기초자료를 제시하고 있다. WTC에 적용된 내화뿔칠재를 포함한 여러 내화피복재에 대한 고온열적특성을 제시하고 있다. 이 보고서에서는 시멘트가 주원료인 BLAZE-SHIELD DC/F, BLAZE-SHIELD II, 석고가 주원료인 Monokote MK-5, 그리고 질석계 플라스틱에 대하여 고온시의 열적특성에 대한 조사내용이 상세히 수록되어있다.

#### Kodur (2013)

Kodur(2013)은 내화 뿔칠피복재의 가열실험을 통해 고온열적물성을 구축하였

다. 실험대상은 CAFCO 300, Carbonline type-5MD, 그리고 Tyfo WR-AFP이며, 모두 질석 및 석고를 혼합한 제품으로 현재 상용중인 내화뿔칠재이다. 실험을 통해 각각에 대한 열전도율, 비열, 열변형률, 그리고 질량손실을 분석하였으며, 이를 회귀식으로 제시하였다.

### 5.2.2 내화 뿔칠피복재 선정

2017년도 표준품셈에서는 철골 내화 피복뿔칠에 대하여 암면계 반습식, 암면계 습식, 그리고 질석계 습식의 품셈을 제공하고 있다. 그러나 암면계 내화뿔칠의 분진 및 비산먼지 등에 따른 대기환경오염의 문제가 제기되어 왔다. 이에 따라 대기환경보전법 등에 따라 시공이 금지되었고, 2018년 표준품셈에서는 질석계 뿔칠의 품셈만을 제공하고 있다. 따라서 이 연구에서는 대표적인 질석계 뿔칠이면서 동시에 고온시 열적특성의 구축이 되어있는 P사의 CAFCO 300이라는 제품을 경제성평가에 적용하였다.

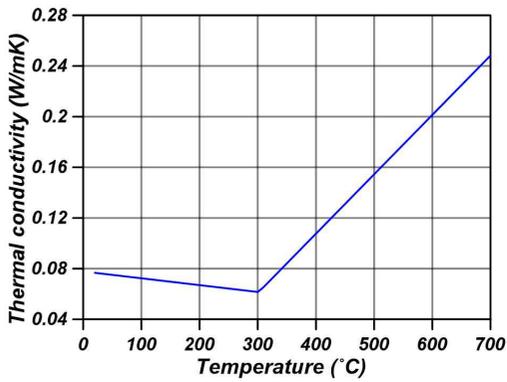
### 5.2.3 CAFCO 300 열적특성 조사

CAFCO 300의 열적특성은 Kodur(2013)의 실험적 연구에 의해 구축되었으며, 회귀식을 제안하였다. Table 5-2에 CAFCO 300의 온도에 따른 열전도율, 비열, 열변형률, 그리고 질량손실을 계산하는 회귀식을 나타내었다. 그리고 Fig. 5-1에 그래프로 나타내었다. 열변형률 및 질량손실은 온도에 따른 밀도의 변화를 산정할 수 있는 특성이다. 열변형률에 의한 체적의 팽창·수축에 따라 밀도가 가감되며, 연소에 의한 재료의 질량손실은 밀도를 감소시키게 된다. CAFCO 300의 상온시의 밀도가  $310\text{kg/m}^3$ 이므로, 온도에 따른 열변형률 및 질량손실에 따른 밀도의 변화를 나타내면 Fig. 5-1-(e)와 같다.

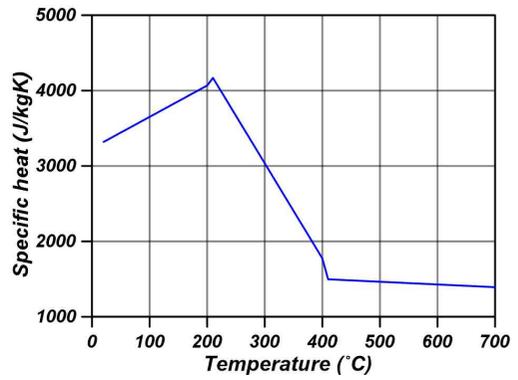
**Table 5-2** Calculation formula of thermal properties for CAFCO 300

특성	계산식	온도 구간 (°C)
열전도율 ( $W/mK$ )	$0.0778 - 0.000054 \cdot T$	$20 \leq T \leq 300$
	$-0.08 + 0.000469 \cdot T$	$300 \leq T \leq 700$
비열 ( $J/kgK$ )	$3236 + 4.16 \cdot T$	$20 \leq T \leq 200$
	$0.147 - 0.000035 \cdot T$	$200 \leq T \leq 400$
	$0.0054 + 0.000321 \cdot T$	$400 \leq T \leq 700$
열변형률 ( $\Delta L/L$ )	$(-0.228 - 0.00616 \cdot T) \cdot 10^{-3}$	$20 \leq T \leq 300$
	$(4.45 - 0.0201 \cdot T) \cdot 10^{-3}$	$300 \leq T \leq 500$
	$(-15.50 + 0.0196 \cdot T) \cdot 10^{-3}$	$500 \leq T \leq 800$
	$(77.1 - 0.0943 \cdot T) \cdot 10^{-3}$	$800 \leq T \leq 1000$
질량손실 (%)	$0.464 - 0.0112 \cdot T$	$20 \leq T \leq 125$
	$23.1 - 0.185 \cdot T$	$125 \leq T \leq 200$
	$-12.1 - 0.00466 \cdot T$	$200 \leq T \leq 300$
	$-0.10 - 0.0433 \cdot T$	$300 \leq T \leq 400$
	$-12.90 - 0.0117 \cdot T$	$400 \leq T \leq 600$
	$-7.49 - 0.0193 \cdot T$	$600 \leq T \leq 775$

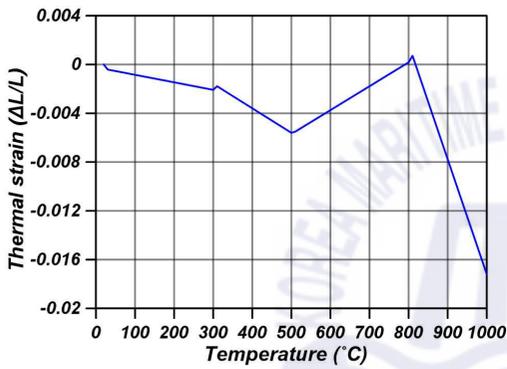
$T$  : 내화피복재의 온도



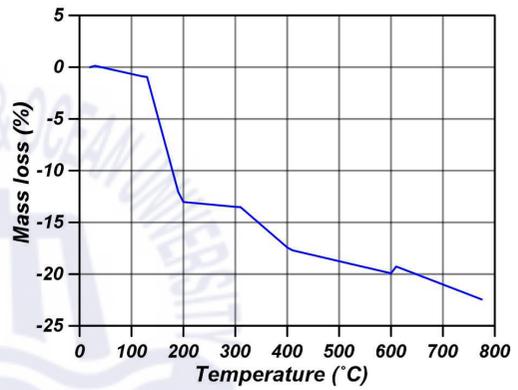
(a) 열전도율



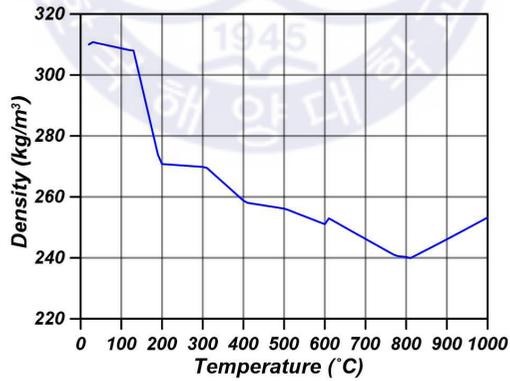
(b) 비열



(c) 열변형률



(d) 질량손실



(e) 밀도

Fig. 5-1 Thermal properties of CAFCO 300

### 5.3 피복재를 포함한 2차원 열전달해석

이 연구의 대상은 기둥 및 보 부재로서 길이 방향에 대하여 동일한 단면을 갖는 3차원 형상이다. 앞서 실시한 3차원 열응력해석의 열전달해석조건은 길이 방향에 대해 동일한 가열조건이다. 피복재를 포함한 강재의 열전달해석은 단면의 온도분포를 확인하기 위한 목적이므로 2차원 열전달해석으로 단순화하여 해석효율을 높일 수 있다.

내화·내진강 및 일반 탄소강의 열적 특성은 앞에서 기술한 Eurocode 3에서 제시하는 값을 동일하게 사용하였으며, 내화 피복재는 CAFCO 300의 열적 특성 값을 사용하였다. 그리고 피복재와 강재사이의 계면간에 열전달은 TIE조건으로 모델링하였다.

2차원 열전달해석을 통해 ①내화·내진강 및 일반 탄소강에 동일한 피복두께를 적용한 경우의 내화성능시간을 비교하였으며, ②동일한 목표 내화성능시간에 대한 피복두께를 산정하였다.

#### 5.3.1 동일 피복두께 적용시의 내화성능시간 평가

성능적인 효과는 동일한 피복두께를 적용한 경우에 대한 내화성능시간으로서 평가하였다. 기둥의 피복두께는 10, 20, 30, 40, 45, 50mm, 보의 피복두께는 10, 20, 30, 35, 40, 50mm에 대하여 해석을 수행하였다. Fig. 5-2에 기둥 부재, 그리고 Fig. 5-3에 보 부재의 피복해석 결과를 나타냈으며, 강재의 종류에 따른 한계 온도를 적색 및 청색으로 표시하였다. 각각의 피복해석 결과 그래프와 교차하는 점까지의 x축 좌표가 내화성능시간이며, 피복두께가 두꺼울수록 내화·내진강과 일반 탄소강의 내화성능시간 차이가 커지는 것으로 나타났다. 45mm이상의 피복에 대해서는 3시간 이내에 한계온도를 초과하지 않으므로 내화성능은 우수하나 비경제적이므로 평가에서는 고려하지 않았다. 그러므로 피복두께 45mm 미만에 대하여 강종별 내화성능시간을 Table 5-3과 같이 정리하였다.

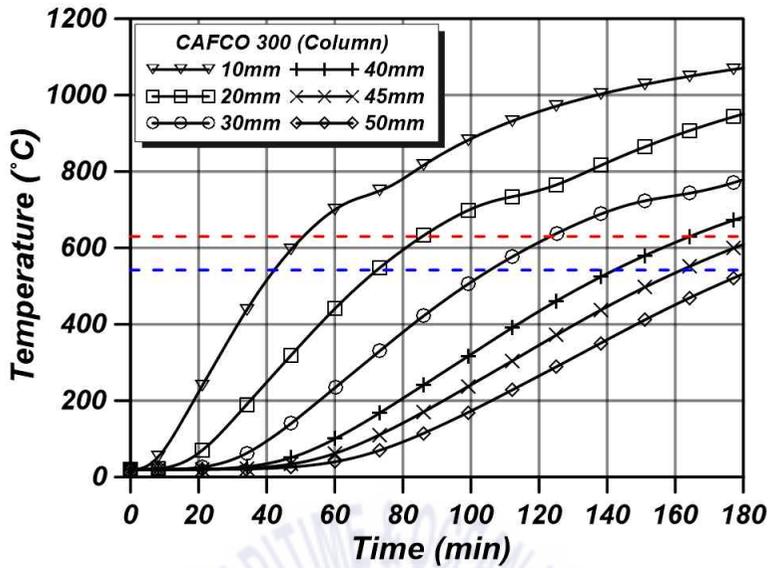


Fig. 5-2 Steel temperature when applying the same coating thickness for column member

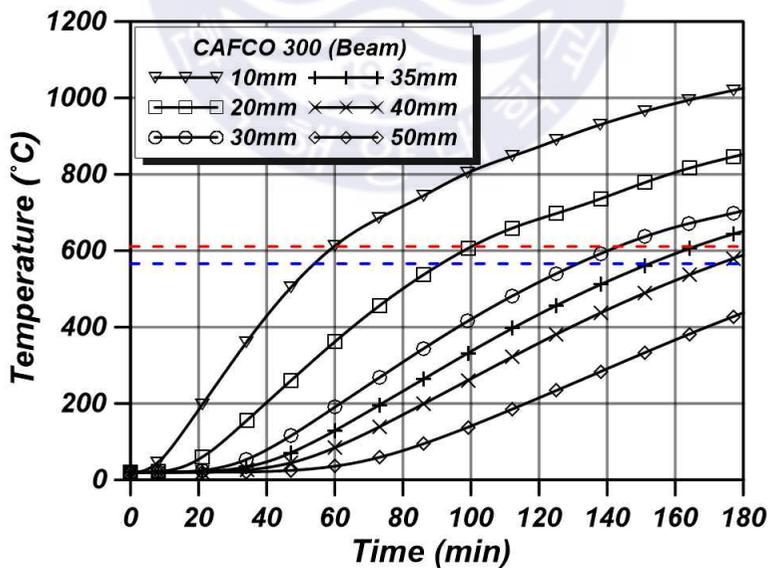


Fig. 5-3 Steel temperature when applying the same coating thickness for column member

**Table 5-3** Fire resistance time by steel type according to same coating application

부재	피복두께 (mm)	내화성능시간 (분)		향상시간 (분) (내화강재-일반강재)	향상률 (%) ( $\frac{\text{향상시간}}{\text{일반강재}} \times 100$ )
		일반강재	내화강재		
기둥	10	42.1	51.1	9.0	21.4
	20	72.1	86.1	14.0	19.4
	30	105.2	123.7	18.5	17.6
	40	142.1	164.6	22.5	15.8
	45	161.6	-	-	-
	50	-	-	-	-
보	10	54.0	60.0	6	11.1
	20	91.1	100.6	9.5	10.4
	30	131.1	143.6	12.5	9.5
	35	152.1	166.1	14	9.2
	40	172.6	-	-	-
	50	-	-	-	-

기둥의 경우, 피복 10mm 시공시에 9분, 20mm 시공시에 14분, 30mm 시공시에 18.5분, 그리고 40mm 시공시에 22.5분의 내화성능시간이 향상하는 것으로 나타났다. 마찬가지로 보의 경우 피복 10mm 시공시에 6분, 20mm 시공시에 9.5분, 30mm 시공시에 12.5분, 그리고 35mm 시공시에 14분의 내화성능시간이 확보되는 것으로 나타났다. 이와 같이 내화피복두께가 두꺼울수록 확보되는 내화성능시간이 길어지는 것으로부터 내화·내진강의 적용은 법정 내화성능시간이 1시간 미만인 소규모 건축물에 대한 적용은 큰 효과를 발휘하기 어려우나 3시간 이상의 내화성능시간을 확보하여야 하는 초고층 및 초대형 구조물에 적용하는 경우에는 그 효과가 상당히 클 것으로 판단된다.

### 5.3.2 동일 목표 내화성능시간에 대한 피복두께 평가

경제적 효과를 평가하기 위해 동일한 목표 내화성능시간에 대한 최적 피복두께를 해석적으로 산정하고, 피복두께의 절감량을 정량적으로 평가하였다. 대상 구조물은 3층 규모의 공장이므로 법정 내화시간이 전체 주요부재에 대하여 1시간으로 나타났으나, 경제성평가를 목적으로 2시간 내화성능시간을 만족하여야 하는 것으로 가정하였다. 목표 내화성능시간을 만족하는 최적의 피복두께를 산정하기 위하여 앞에서 수행한 10mm의 단위로 피복두께를 변수로 한 해석결과 가운데 관심영역의 피복두께에 대하여 1mm씩 피복두께를 증감하는 방법으로 2차원 열전달해석을 수행하였다. 기둥부재는 29~34mm, 보부재는 25~30mm의 피복두께에 대하여 해석을 실시하였다. Fig. 5-4에 기둥부재의 1mm 단위의 피복 해석 결과를 나타냈으며, Fig. 5-5에 보부재의 1mm 단위의 피복 해석 결과를 나타냈다. 그림에서 강종별 한계온도를 가로선으로, 목표 내화성능시간인 120분에서 세로선을 나타냈으며, 교차점의 오른쪽 방향으로 가장 가까운 곡선에 대응되는 피복두께를 최적 피복두께로 산정하였다.

Table 5-4는 해석결과에 근거하여 강재 종류 및 부재 기능에 따른 최적 내화 피복두께를 나타내었다. 내화·내진강의 경우에 기둥은 29mm, 보는 25mm인 것으로 나타났다. 그리고 일반 탄소강의 경우에 기둥은 34mm, 보는 28mm로 나타났다. 내화·내진강을 구조물에 적용할 경우 기둥은 5mm, 보는 3mm의 피복두께를 절감할 수 있는 것으로 나타났다.

Table 5-4 Cover thickness satisfying the same fire resistance time

부재 기능	피복 두께 (mm)		피복두께 감소량 (mm)	피복두께 감소율 (%)
	내화·내진강	일반 탄소강		
기둥	29	34	5	14.7
보	25	28	3	10.7

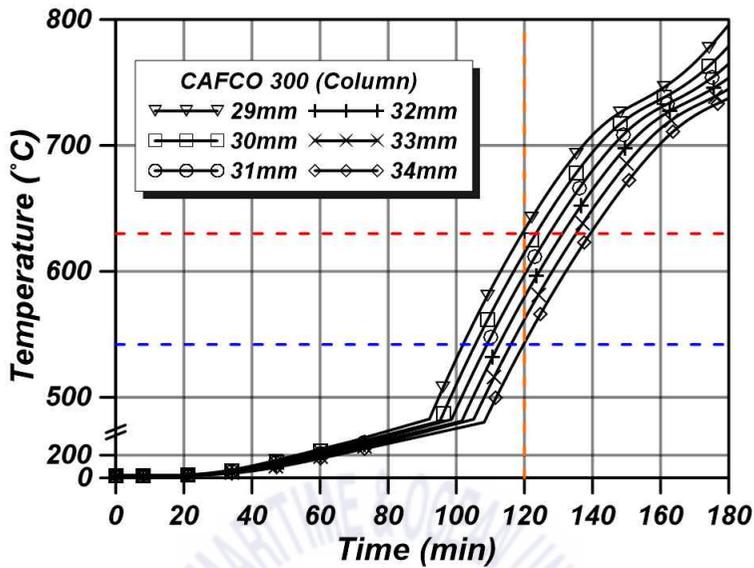


Fig. 5-4 Estimation of optimum cover thickness for the same target fire resistance time of column members

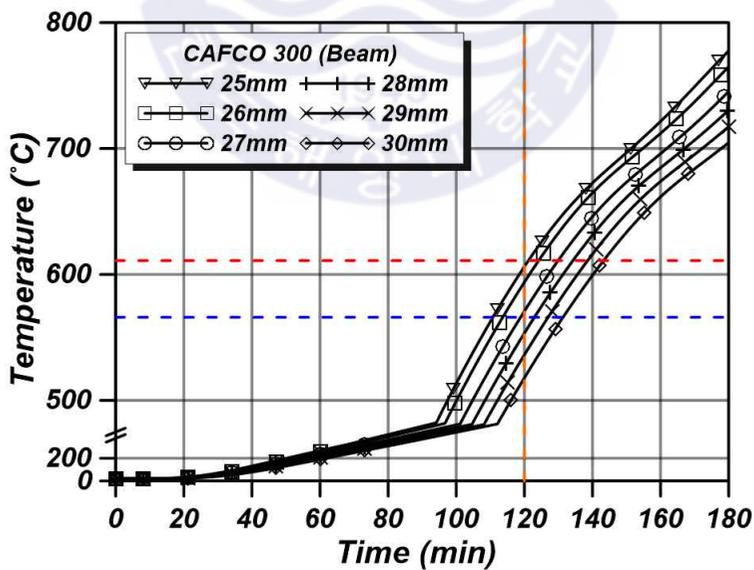


Fig. 5-5 Estimation of optimum cover thickness for the same target fire resistance time of beam members

## 5.4 철골 내화 피복뿔칠 공사비 산정

이 절에서는 앞에서 산정된 강재종류 및 부재기능별 최적 내화피복두께에 기초하여 철골 내화 피복뿔칠 공사비를 산정하고, 비교를 통해 경제성을 평가하였다. 조사된 표준품셈 및 표준단가 정보를 토대로 일위대가를 작성하고 최적 피복두께를 적용한 피복재의 수량산출을 하였다.

Table 5-5에 2019년 건설공사 표준품셈에 수록되어 있는 철골 내화 피복뿔칠 공정의 품셈을 나타내었으며, mm/100㎡ 당 소요 인력, 기계경비, 자재로 구성되어 있다. 이와 같은 품셈을 구성하는 항목에 대한 표준단가를 조사하였으며, Table 5-6은 표준 기계경비의 단가이고, Table 5-7은 표준 노임단가이다. 그리고 투입되는 뿔칠재는 CAFCO 300이며 시장단가를 조사하였으며, kg 당 3,050원인 것으로 나타났다. Table 5-8에 철골 내화 피복뿔칠 품셈 및 표준단가를 종합하여 일위대가를 산출하였으며, 계산이 용이하게 단위부피(㎡) 당 뿔칠 시공단가로 나타내었다.

㎡당 뿔칠 시공단가는 1,490,798원으로 나타났다. 이 중 재료비가 1,183,400원으로 가장 높은 비율을 차지하였으며, 노무비는 284,988원, 그리고 경비가 22,410원인 것으로 나타났다. 기둥은 4방향에 대하여 피복재를 시공하며, 보는 상부플랜지 상면을 제외한 나머지 3방향에 대하여 피복재를 시공하는 것으로 가정하였으며, 기둥의 시공면적은 326.3㎡, 보는 779.7㎡인 것으로 나타났다. 앞에서 산정된 내화피복두께와 시공면적의 곱으로서 물량을 산출하였으며, 단위 시공단가를 곱하여 공사비를 산정하였다.

Table 5-9에 대상구조물에 적용되는 강종별 순공사비를 나타내었다. 철골 내화 피복뿔칠 비용은 내화·내진강을 적용하는 경우는 43,166,354원, 일반 탄소강을 적용하는 경우는 49,085,717원으로 나타났으며, 일반 탄소강 대비 12.1%(592만원)의 뿔칠비용이 절감되는 것으로 나타났다.

**Table 5-5** Standard of estimate for vermiculite fireproofing (2019)

1-4-3 철골 내화 피복뿔칠('18년 보완)

			(mm/100m <sup>2</sup> 당)	
구 분	규 격	단 위	수 량	
도 장 공		인	0.062	
특 별 인 부		인	0.056	
보 통 인 부		인	0.062	
그 라 우 텅 믹 서	390×2(L)	hr	0.180	
그 라 우 텅 펌 프	40~125(L/min)	hr	0.180	

- [주] ① 본 품은 내화 피복 질석계 자재를 습식으로 시공하는 기준이다.  
 ② 본 품은 방진막 설치 및 해체, 뿔칠작업이 포함된 것이다.  
 ③ 철골 바탕면 처리, 청소 및 검사는 별도 계상한다.  
 ④ 소모재료 및 장비의 설치, 해체, 이동에 소요되는 품은 별도 계상한다.  
 ⑤ 공고손료 및 경장비(분사기 등)의 기계경비는 인력품의 5%로 계상한다.  
 ⑥ 철골내화 피복 뿔칠 내화 시간은 국토교통부고시 내화구조의 성능기준에 따른다.  
 ⑦ 재료량은 다음을 참고하여 적용한다.

			(mm/100m <sup>2</sup> 당)	
구 분		단 위	수 량	
질	석	kg	38.8	

**Table 5-6** Expenses of construction equipment (2019)

기 종	분류번호	규격	가 격		시간당 손료 (원)	주연료 (ℓ/hr)
			\$	환산가 (천원)		
그라우팅 믹서	6105-0190	190 ℓ ×2(2kW)	-	2,520	1,097	-
	6105-0390	390 ℓ ×2(5kW)	-	5,244	2,283	-
그라우팅 펌프	6202-0060	30~60 ℓ /min(3.7kW)	-	3,551	1,546	-
	6202-0125	40~125 ℓ /min(7.5kW)	-	5,171	2,251	-
	6202-0200	50~200 ℓ /min(11.0kW)	-	7,467	3,251	-

**Table 5-7** Unit price for standard labor-cost in construction industry

		공 표 일	2019.9.1	2019.1.1	2018.9.1	2018.1.1
번호	직 종 명					
1029	도 장 공		188,854	184,508	174,277	153,890
1003	특 별 인 부		155,599	152,019	141,507	133,417
1002	보 통 인 부		130,264	125,427	118,130	109,819

**Table 5-8** Breakdown cost table of fireproofing for steel frame

산 출 근 거	합 계	재 료 비	노 무 비	경 비
<b>1. 재료비</b>				
질석계 피복재(CAFCO 300) : 388kg × 3,050원	1,183,400	1,183,400		
-----				
<b>소계</b>	1,183,400	1,183,400		
<b>2. 노무비</b>				
도장공 : 0.62인 × 188,854원	117,089		117,089	
특별인부 : 0.56인 × 155,599원	87,135		87,135	
보통인부 : 0.62인 × 130,264원	80,764		80,764	
공고손료 (인력품의 5%) =(도장공+특별인부+보통인부) × 0.05 =(117,089원+87,135원+80,764원) × 0.05	14,249			14,249
-----				
<b>소계</b>	299,237		284,988	14,249
<b>3. 장비사용료</b>				
그라우팅 믹서 390×2(L) =1.8HR × 2,283원	4,109			4,109
그라우팅 펌프 40~125(L/min) =1.8HR × 2,251원	4,052			4,052
-----				
<b>소계</b>	8,161			8,161
<b>합계</b>	<b>1,490,798</b>	<b>1,183,400</b>	<b>284,988</b>	<b>22,410</b>

Table 5-9 Estimation of quantity and net construction cost of fireproof coating by steel type

부재	뽑칠 면적 (m <sup>2</sup> )	피복 두께 (m)		피복 물량 (m <sup>3</sup> )	
		일반강재	내화강재	일반강재	내화강재
기둥	326.3	0.034	0.029	11.0942	9.4627
보	779.7	0.028	0.025	21.8316	19.4925
합 계				32.9258	28.9552
순공사비 (원) (m <sup>3</sup> 당 1,490,798원)				49,085,717	43,166,354



## 제 6 장 결 론

### 6.1 연구결론

국내의 내화성능시험 가운데 비재하가열시험의 평가 기준으로 준용되고 있는 한계온도(538℃)는 부재기능, 강재종류, 기하형상 등의 조건에 관계없이 일률적으로 적용되고 있는 실정이다. 이 연구에서는 수치해석적 방법에 기초하여 내화·내진강의 내화성능을 일반 탄소강과 비교하여 평가하고, 더불어 내화·내진강의 현장적용성을 확대하기 위하여 기존 규격상의 한계온도보다 상향된 맞춤형 한계온도를 제시하였다. 이 과정에서 하중지지력 성능을 고려하는 재하가열시험을 재현하는 해석모델을 개발하였으며, 부재기능, 강재종류, 그리고 기하형상을 변수로한 36개의 모델에 대하여 열응력해석을 수행하였다. 또한 피복을 포함한 강재의 2차원 열전달해석으로 최적 피복두께를 산정하고, 내화·내진강을 실제 구조물에 적용하였을 시에 절감되는 내화피복비용으로서 정량적인 경제성평가를 실시하였다. 이 연구를 통해 도출된 주요 결과를 요약하면 다음과 같다.

(1) 이 연구에서는 ABAQUS를 이용한 기둥 및 보부재의 열응력해석 모델을 개발하였으며, 해석시간의 효율이 높은 순차 연성 열-응력 해석기법을 이용하였다. 그리고 Eurocode 3에서 제시하는 고온시 비선형 응력-변형률 관계를 적용한 내화·내진강 및 일반 탄소강의 기계적 특성을 정의하였으며, 열적특성은 강재의 합금성분비를 고려하여 동일하게 적용하는 것이 타당하다고 판단하였다. 이와 같이 개발된 열응력해석 모델을 이용하여 3종의 기존 실험적 및 해석적 연구를 검증하였으며, 그 타당성이 확보되었다.

(2) 국내 내화시험 규격의 하중지지력 성능기준에 기초하여 36개의 해석모델의 내화성능을 평가하였으며, 이로부터 4가지의 결과가 도출되었다.

① 기둥부재의 경우는 내화·내진강이 일반 탄소강에 대비하여 평균적으로

3.1분의 내화성능시간이 증가하였으며, 기존 한계온도(538℃)에 대비하여 평균적으로 87℃가 향상되었다.

② 보부재의 경우는 내화·내진강이 일반 탄소강에 대비하여 평균적으로 1.5분의 내화성능시간이 증가하였으며, 기존 한계온도(538℃)에 대비하여 평균적으로 45℃가 향상되었다.

③ 이와 같은 해석결과를 통해 하중지지력 성능을 고려한 한계온도를 도출하였다. 내화·내진강(FSR355)의 한계온도는 기둥부재의 경우는 630℃, 그리고 보부재의 경우는 611℃를 제안한다. 그리고 일반 탄소강(355MPa급)의 한계온도는 기둥부재의 경우는 542℃, 보부재의 경우는 566℃를 제안한다.

④ 기존의 한계온도는 일반 탄소강의 고온시 항복강도 저감계수에 의해 산정되었으며, 하중지지력 성능을 고려하지 않으므로 부재기능에 관계없이 일률적으로 적용되고 있다. 그러나 부재기능별 하중지지력성능을 고려한 한계온도가 기존 한계온도보다 상향된 값을 나타내고 있는 것으로 보아, 하중지지력성능을 고려하면 한층 효율적이고 합리적인 내화설계가 가능할 것으로 판단된다.

(3) 해석적 방법으로 하중지지력성능을 고려한 한계온도를 산정하였다. 이를 비재하가열시험의 평가기준으로 설정하여 내화 피복재를 포함한 강재의 2차원 열전달해석을 수행하여 2가지의 결과를 도출하였다.

① 동일 내화 피복두께 설정시 내화성능평가 : 기둥부재의 경우는 내화·내진강이 일반 탄소강에 대비하여 평균적으로 16분이 향상된 내화성능시간이 확보되는 것으로 나타났다. 그리고 보부재의 경우는 내화·내진강이 일반 탄소강에 대비하여 평균적으로 10.5분이 향상된 내화성능시간이 확보되는 것으로 나타났다. 내화피복 두께가 두꺼울수록 내화성능시간의 향상량이 높게 나타났으며, 이에 따라 긴 시간의 내화성능시간이 요구되는 대규모 건축물에 적용하는 경우 그 효과가 상당할 것으로 예상된다.

② 동일 목표 내화성능시간(2시간) 설정시 최적 피복두께 : 기둥부재의 최적 피복두께는 내화·내진강의 경우는 29mm, 일반 탄소강의 경우는 34mm로 나타났으며, 5mm의 피복두께가 절감되는 것으로 나타났다. 그리고 보부재의 최적

피복두께는 내화·내진강의 경우는 25mm, 일반 탄소강의 경우는 28mm로 나타났으며, 3mm의 피복두께가 절감되는 것으로 나타났다.

(4) 경제성평가를 위한 대상 구조물을 3층 규모 철골구조물로 설정하였으며, 목표 내화성능시간을 2시간으로 설정하여 철골 내화 피복공사비를 비교하였다. 2019년도의 표준품셈 및 표준단가 정보를 적용한 질석계 뿔칠피복공종의 일위 대가서 및 단가산출서를 작성하였으며, 단가는  $\text{m}^3$ 당 1,490,798원인 것으로 나타났다. 최적 피복두께와 부재의 전체 표면적으로 피복물량을 산출하였으며, 이를 통해 피복 공사비를 산정하였다. 내화 뿔칠공종의 공사비는 일반 탄소강의 경우는 49,085,717원, 내화·내진강의 경우는 43,166,354원으로 나타났다. 내화·내진강을 적용할 경우 내화 피복공종의 공사비를 5,919,363원 절감되는 것으로 나타났으며, 대규모 건축물에 적용시 경제적 효과가 더욱 크게 나타날 것으로 예상된다.

## 6.2 향후연구

이 연구의 결과로부터 향후 내화·내진강의 적용성 및 적용범위의 확대를 위해 다음과 같은 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

(1) 이 연구에서는 일방향적인 하중재하로 수행되는 내화성능시험을 수치해석적으로 구현하였다. 그러나 실제 외력은 다양한 방향 및 편심을 갖는 조건에서 복합적으로 가해지므로 그 내화성능을 단정짓기 어려울 것으로 판단된다. 따라서 부재단위의 내화성능평가를 기초하여 연속 골조구조에 대하여 다양한 화재 시나리오를 적용한 성능평가가 필요하다.

(2) 이 연구의 결과에 의하면 내화·내진강이 일반 탄소강에 대비하여 더 높은 온도까지 견딜 수 있는 것으로 나타났다. 그러나 부재단위의 내화거동으로 평가하였기 때문에 내화·내진강을 사용한 기둥-보 연결 등 철골조의 내화성능에 대해서는 열에 의한 보 부재 팽창으로 인한 인접 기둥 부재에 대한 영향을 고려하는 추가적인 연구가 필요할 것으로 판단된다.

(3) 화재 위험은 건축 구조물 외에 교량, 터널 등의 토목 구조물에서도 발생할 가능성이 높다. Table 6-1은 교량에 발생한 화재 사례를 나타내었다. 교량의 거더 아래의 창고화재에 의한 거더부의 심각한 손상, 그리고 탱크로리차의 전복으로 노면에서 시작된 대형화재로 교량 하부구조까지 심각한 손상을 유발한 사례 등이 주를 이었다. 오클랜드베이교는 메인거더의 변형으로 용접 접합부 파단 및 낙교가 발생하였다. 이와 같이 교량은 화재상황에 대한 대응이 교통상황 등에 의해 어려울 수 있으며, 교량화재는 심각한 인명 및 재산피해로 이어질 가능성이 있으므로 내화·내진강 적용을 검토하는 연구가 필요하다고 판단된다.

Table 6-1 Cases of fire on bridge

교량명	구조형식	피해일시	화재원인
수도고속·킨다바시램프	단순합성 I거더교	1966. 01	거더 밑 거건물에서 출화
코크료가와교량	PC박스거더교	1975. 07	연선가옥에서 연소
모토마찌고가가교	RC라멘교	1978. 03	고가 밑 점포에서 출화
니시우라와역 구내 고가가교	RC라멘교	1980. 08	중고타이어의 출화
수도고속·시오토메출입로	강단순합성판 거더교	1980. 12	공사 중 실화
수도고속 카사이고가가교	단순 I거더교	1992.	거더 밑 차량사고
수도고속·시바공원입로	단순 I거더교	1994.	거더 밑 원인불명 화재
케아나대교	단순합성 I거더교	2000. 04	불법점거자의 실화
신아츠타교	단순합성 I거더교	2001. 12	불법점거자의 실화
신사야마코선교	단순박스거더교	2002. 04	거더 및 차량사고
BAB2고가교(독일)	PC연속 T거더교	2004. 07	탱크로리차의 전복·연소
아사히카와 제 8교량	3경간 캔틸레버 라멘교	2004. 08	중고타이어 등에서 출화
WIEHLTAL교(독일)	강상판 2주 I거더교	2004. 08	탱크로리차의 전복·연소
모리구치고가가교	단순 PC프리텐션거더교	2006. 12	연선자재창고에서 출화
오사카칸조센 교량	플레이트 거더교	2007. 02	원인불명
오클랜드 베이브릿지고가가교	연속합성판 거도교	2007. 04	탱크로리차의 전복·연소

## 참고문헌

1. American Institute of Steel Construction, 2010. Specification for Structural Steel Buildings (ANSI/AISC 360-10), USA.
2. British Standard Institution, 1990. Structural Use of Steelwork in Building, Part 8: Code of Practice for Fire Resistant Design (BS 5950-8: 1990), UK.
3. Buchanan, A., Moss, P., Seputro, J., Welsh, R., 2004. The effect of Stress-Strain Relationships on the Fire Performance of Steel Beams, Engineering Structures, Elsevier, Vol.26, No.11, pp.1505-1515.
4. Dassault Sytemes Simulia Corp., 2016. ABAQUS Analysis User' s Manual, Ver. 6.12, DSS, USA.
5. Dassault Sytemes Simulia Corp., 2016. ABAQUS Theory Manual, Ver. 6.12, DSS, USA.
6. European Committee for Standardization, 1995. Eurocode3: Design of Steel Structures, Part 1.2: General Rules-Structural Fire Design (ENV 1993-1-2: 1995), Belgium.
7. European Committee for Standardization, 2002. Eurocode1: Action on Structures, Part 1.2: General Actions-Actions on Structures Exposed to Fire (ENV 1991-1-2: 2002), Belgium.
8. Frank P. Incropera, David P. Dewitt, 1990. Introduction to heat transfer (2nd ed.).
9. International Organization for Standardization, 1999. Fire Resistance Test-Elements of Building Construction, Part 1: General Requirements (ISO834-1: 1999), Switzerland.
10. International Organization for Standardization, 1999. Fire Resistance Test-Elements of Building Construction, Part 6: Specific Requirements for Beams (ISO834-6: 1999), Switzerland.
11. International Organization for Standardization, 1999. Fire Resistance Test-Elements of Building Construction, Part 7: Specific Requirements for Columns (ISO834-7: 1999), Switzerland.
12. National Construction Safety Team Act Reports (NIST NCSTAR), 2005. Passive Fire Protection. Federal Building and Fire Safety Investigation of the World Trade Center Disaster, NIST NCSTAR 1-6A.

13. Schaumann, P., Upmeyer, J., 2001. Nationale brandschutz-technische Bemessung, Stahlbaukalender 2001, pp.369-402.
14. The University of Edinburgh, 2000. Behavior of steel framed structures under fire conditions.
15. V.K.R. Kodur, A.M. Shakya, 2013. Effect of temperature on thermal properties of spray applied fire resistive materials, Fire Safety Journal, Elsevier, Vol.61, pp.314-323.
16. 국가기술표준원, 2014. 건축부재의 내화시험방법-기둥의 성능조건 (KS F 2257-7).
17. 국가기술표준원, 2014. 건축부재의 내화시험방법-보의 성능조건 (KS F 2257-6).
18. 국가기술표준원, 2014. 건축부재의 내화시험방법-일반요구사항 (KS F 2257-1).
19. 국토교통부, 2018. 강구조 물고임 및 내화설계기준(하중저항계수설계법) (KDS 17 10 00: 2018).
20. 권인규, 2010. 하중비에 따른 강재 보의 한계온도에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회 논문집, 제22권 제6호, pp.581-588.
21. 권인규, 2013. TMCP 내화강재의 고온 내력 평가 연구, 한국화재소방학회 논문지, 제27권 제6호, pp.21-25.
22. 권인규, 2013. 고강도 구조용 강재의 고온물성 평가연구, 한국화재소방학회 논문지, 제27권 제3호, pp.72-79.
23. 권인규, 2013. 내화강재의 고온특성 데이터베이스 구축 연구, 한국화재소방학회 논문지, 제27권 제5호, pp.1-7.
24. 권인규, 지남용, 2001. SS400 강재의 고온 시 기계적 특성에 관한 실험적 연구, 대한건축학회 논문집, 제17권 제5호, pp.89-96.
25. 김승환, 경갑수, 박진은, 2019. 해석적 방법에 기초한 내화강재 휨 부재의 한계온도 평가, 한국강구조학회 논문집, 제31권 제6호, pp.401-412.
26. 대한건설협회, 2019. 2019년 하반기 적용 건설업 임금실태 조사 보고서 (시중노임단가).
27. 대한건설협회, 2019. 2019년도 건설기계 경비산출표.
28. 박한나, 안재권, 이철호, 2009. 철골보의 내화시간 평가를 위한 구조 및 열적 변수해석,

- 한국강구조학회 논문집, 제21권 제6호, pp.609-618.
29. 산업통상자원부, 2017. 재난 안전 인프라용 고성능 내화·내진 강재 개발 연차보고서(2차).
  30. 소방청, 2017. 2017년도 화재통계연감, 우리사.
  31. 신태송, 2009. 국내 피복 철골기둥의 내화 성능 분석 및 평가, 한국강구조학회 논문집, 제21권 제1호, pp.27-35.
  32. 안재권, 2015. CFT 기둥과 합성보의 성능기반 내화설계를 위한 실험 및 해석적 연구, 박사학위논문, 서울대학교 대학원.
  33. 윤성기, 이치형, 구본훈, 2015. 재하된 H형강 휨재의 열응력해석을 이용한 한계온도 산정, 한국강구조학회 논문집, 제27권 제4호, pp.387-397.
  34. 윤종휘, 2016. 초기결함을 고려한 고온상태 H-형강 압축재의 압축강도 산정에 관한 연구, 석사학위논문, 부산대학교 대학원.
  35. 이상록, 권인규, 2002. 용접구조용강(SM400)의 고온시 기계적 특성에 관한 실험적 연구, 대한건축학회 학술발표대회 논문집, 제22권 제1호, pp.143-146.
  36. 이상록, 권인규, 지남용, 2002. 강재 기둥 및 보의 하중비에 따른 한계온도평가 연구, 대한건축학회 학술발표대회 논문집, 제22권 제2호, pp.399-402.
  37. 최현식, 강성덕, 김재익, 2013. 온도상승에 의한 H-형강 압축재의 내력과 파괴온도에 관한 실험적 연구, 한국강구조학회 논문집, 제25권 제2호, pp.131-139.
  38. 한국건설기술연구원, 2012. 구조물 성능기반 화재거동 해석 및 설계기술 연구 최종보고서.
  39. 한국건설기술연구원, 2019. 2019 건설공사 표준품셈.