

工學碩士 學位論文

몬테카를로 기법을 이용한
초고층건물 기둥축소량의 해석법

Analysis of Column Shortening for Tall Buildings
using Monte Carlo Method

指導教授 宋 和 澈

2002年 2月

韓國海洋大學校 大學院

建 築 工 學 科

趙 容 秀

工學碩士 學位論文

몬테카를로 기법을 이용한
초고층건물 기둥축소량의 해석법

Analysis of Column Shortening for Tall Buildings
using Monte Carlo Method

指導教授 宋 和 澈

2002年 2月

韓國海洋大學校 大學院

建 築 工 學 科

趙 容 秀

本 論 文 을 趙 容 秀 의 工 學 碩 士 學 位 論 文 으 로
認 准 함 .

위 원 장	工 學 博 士	慶 甲 秀	인
위 원	工 學 博 士	都 根 永	인
위 원	工 學 博 士	宋 和 澈	인

2002년 2월

한국해양대학교 대학원

목 차

ABSTRACT

1. 서 론	1
1.1 연구배경 및 목적	1
1.2 연구동향	2
1.3 연구범위 및 방법	5
2. 몬테카를로 기법	7
2.1 균일분포의 난수발생	7
2.2 정규분포형태의 난수발생	8
3. 기동축소량 모델에 대한 확률변수	11
3.1 콘크리트 강도	11
3.2 크리프 계수	14
3.3 건조수축 계수	18
4. 확률론적 기동축소량 해석	21
4.1 기동축소량의 일반사항	21
4.1.1 탄성축소량	21
4.1.2 비탄성 축소량	22
4.2 몬테카를로 기법에 의한 기동축소량 제안식	25
4.3 확률론적 기동축소량 프로그램 구성	27

5. 초고층건물의 해석 예	29
5.1 결정론적 방법에 의한 해석	30
5.1.1 외부기둥과 내부전단벽의 슬래브 타설이후의 축소량 해석 ..	30
5.1.2 외부기둥과 내부전단벽의 전체축소량 해석	32
5.2 확률론적 방법에 의한 해석	35
5.2.1 시뮬레이션 반복수와 정확성	35
5.2.2 시뮬레이션 반복수와 해석시간과의 관계	39
5.2.3 확률론적 방법에 의한 슬래브 타설이후 축소량 해석	40
5.2.4 확률론적 방법에 의한 전체축소량 해석	45
5.2.5 신뢰구간별 축소량	51
5.3 결정론적 방법과 확률론적 방법의 비교분석	55
5.3.1 슬래브 타설이후 축소량의 비교	55
5.3.2 전체축소량의 비교	57
5.3.3 외부기둥과 내부전단벽의 부등축소량 비교	58
6. 결론	60
참고 문헌	62

표 목차

표 3.1 k의 값	12
표 3.2 관리정도와 변동계수와의 관계	14
표 3.3 크리프 계수의 변동계수에 대한 데이터	16
표 3.4 건조수축계수의 변동계수에 대한 데이터	18
표 4.1 기등축소량에 영향을 미치는 요인	21
표 5.1 외부기둥의 단면특성 및 물성치	29
표 5.2 내부전단벽의 단면특성 및 물성치	30
표 5.3 각 축소량별 전체축소량의 히스토그램 데이터 분석	51
표 5.4 각 축소량별 슬래브 타설이후 발생하는 최대축소량의 히스토그램 데이터 분석	52
표 5.5 신뢰구간별 슬래브 타설이후 축소량	54
표 5.6 신뢰구간별 전체축소량	55
표 5.7 결정론적 방법과 확률론적 방법의 슬래브 타설이후의 축소량 비교	56
표 5.8 슬래브 타설이후의 결정론적 방법과 신뢰구간별 축소량의 비교 ...	57
표 5.9 결정론적 방법과 확률론적 방법의 전체축소량 비교	57
표 5.10 전체 축소량의 결정론적 방법과 신뢰구간별 축소량의 비교	58
표 5.11 신뢰구간에 따른 최대 부등축소량	58

그림 목차

그림 3.1 콘크리트 강도의 분포도	11
그림 3.2 콘크리트 압축강도의 변동계수에 따른 분포곡선	13
그림 3.3 시간변화에 따른 크리프 축소량의 변화	17
그림 3.4 시간변화에 따른 건조수축 축소량의 변화	20
그림 4.1 몬테카를로 시뮬레이션을 이용한 확률론적 기동축소량 프로그램 알고리즘	28
그림 5.1 70층 철근콘크리트 구조물의 평면도	29
그림 5.2 외부기둥의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량	31
그림 5.3 내부전단벽의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량	31
그림 5.4 외부기둥의 슬래브 타설이전 발생하는 축소량	33
그림 5.5 내부전단벽의 슬래브 타설이전 발생하는 축소량	33
그림 5.6 외부기둥의 전체축소량	34
그림 5.7 내부전단벽의 전체축소량	34
그림 5.8 몬테카를로 시뮬레이션의 의한 외부기둥의 탄성 축소량의 변화도	36
그림 5.9 몬테카를로 시뮬레이션의 의한 외부기둥의 크리프 축소량의 변화도	36
그림 5.10 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 외부기둥의 건조수축 축소량의 변화도	37
그림 5.11 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 내부전단벽의 탄성 축소량의 변화도	37
그림 5.12 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 내부전단벽의 크리프 축소량의 변화도	38
그림 5.13 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 내부전단벽의 건조수축 축소량의 변화도	38

그림 5.14	시뮬레이션 횟수에 따른 프로그램 소요시간	39
그림 5.15	결정론적 방법에 의한 슬래브 타설이후의 최대 부등축소량 발생층	41
그림 5.16	시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 외부기둥의 탄성 축소량 히스토그램	41
그림 5.17	시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 외부기둥의 크리프 축소량 히스토그램	42
그림 5.18	시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 외부기둥의 건조수축 축소량 히스토그램	42
그림 5.19	시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 내부전단벽의 탄성 축소량 히스토그램	43
그림 5.20	시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 내부전단벽의 크리프 축소량 히스토그램	43
그림 5.21	시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 내부전단벽의 건조수축 축소량 히스토그램	44
그림 5.22	확률론적 방법에 의한 외부기둥의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량	44
그림 5.23	확률론적 방법에 의한 내부전단벽의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량	45
그림 5.24	시뮬레이션 10000회에 대한 외부기둥의 전체 탄성 축소량 히스토그램	46
그림 5.25	시뮬레이션 10000회에 대한 외부기둥의 전체 크리프 축소량 히스토그램	46
그림 5.26	시뮬레이션 10000회에 대한 외부기둥의 전체 건조수축 축소량 히스토그램	47
그림 5.27	시뮬레이션 10000회에 대한 내부전단벽의 전체 탄성 축소량 히스토그램	47

그림 5.28 시뮬레이션 10000회에 대한 내부전단벽의 전체 크리프 축소량 히스토그램	48
그림 5.29 시뮬레이션 10000회에 대한 내부전단벽의 전체 건조수축 축소량 히스토그램	48
그림 5.30 확률론적 방법에 의한 외부기둥의 슬래브 타설이전 발생하는 축소량	49
그림 5.31 확률론적 방법에 의한 내부전단벽의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량	49
그림 5.32 확률론적 방법에 의한 외부기둥의 전체 축소량	50
그림 5.33 확률론적 방법에 의한 내부전단벽의 전체 축소량	50
그림 5.34 신뢰수준에 따른 정규분포의 확률	52

ABSTRACT

Analysis of Column Shortening for Tall Buildings using Monte Carlo Method

C h o , Y o n g - S o o
Dept. of Arch. Eng.
Graduate School
Korea Maritime Univ.

Long-term axial shortening of the vertical elements of tall buildings results in differential movements between these two elements and may lead to the additional moments of connection beam and slab elements, and other secondary effects, such as cracks of partitions or curtain walls.

Thus, accurate prediction of time-dependent column shortening is essential for tall buildings from both strength and serviceability aspects.

In this study, the uncertainty associated with assumed values for concrete properties such as strength, creep and shrinkage coefficients has been considered for the prediction of time-dependent column shortening of tall concrete buildings.

The column shortening analysis using Monte Carlo method is proposed and an example 70 story tall concrete building is used for illustration. The histograms of column shortening by probability analysis are investigated and the differential column shortening between exterior

column and interior shear wall considering confidence interval is predicted. The differential column shortening subsequent to the installation of slabs is investigated and compared with the result of deterministic approach. The results in this research are as follows.

1. It has been proven that the same value in estimating the column shortening can be obtained through the Monte Carlo approach as can be through the deterministic approach. The variability of the column shortening can be predicted through the stochastic approach.

2. The results obtained by the stochastic approach are almost the same as those done by the deterministic approach as the frequency of the simulation increases. The Monte Carlo results become more convergent with increased simulations.

3. The predicted value of the column shortening by Monte Carlo approach is evaluated at each confidence interval. As the width of the confidence interval expands, the elastic, creep, and shrinkage shortening of the interior wall increases 1.6%, 11.8%, and 22.9% respectively. The variability of the inelastic shortening is more important than that of elastic shortening.

4. The differential shortening subsequent to the slab installation inducing the additional stress increases from 1.36 up to 1.72 times as the width of the confidence interval expands. Therefore, in the design of the structural member, the additional stress according to the maximal differential shortening should be considered.

1. 서 론

1.1 연구배경 및 목적

초고층건물의 기둥과 전단벽과 같은 수직부재는 장기적인 누적축소량이 발생하며 이와 같은 기둥축소량의 영향을 설계 및 시공시 고려하여야 한다. 부등축소량의 영향은 기둥과 코어를 연결하는 보와 슬래브에서의 부가 응력을 유발하거나 파티션과 커튼월의 균열과 같은 문제 등을 유발한다. 따라서 이러한 부등축소량의 영향을 최소화하기 위해서는 기둥축소량의 해석과 보정이 정확히 이루어져야 하며, 구조 안전성과 사용성의 관점에서 시간변화에 따른 초고층건물 기둥축소량의 정확한 예측이 필요하다.

현재 초고층건물의 기둥축소량 예측시 사용되는 방법은 재료의 통계적 특성을 고려하지 않고 있다. 이는 1960년대 중반부터 기둥축소량의 연구가 행해져 온 이래로 사용되고 있는 대부분의 알고리즘의 공통된 특징이다. 따라서 기둥축소량의 해석에 영향을 주는 변수들을 상수(Constant)값으로 사용하고 있으며, 이러한 해석방법을 결정론적인 방법(deterministic approach)라 한다.

초고층건물의 시공시 사용되는 재료는 같은 재료를 사용하더라도 자연적인 요인 또는 인위적인 요인에 의해서 재료의 성질에 차이가 날 수 있다. 따라서 기둥축소량의 예상값은 실제로 발생할 기둥축소량과 다르게 나올 수 있다. 즉 실제 구조물의 설계에서 구조물에 영향을 미치는 변수들의 대부분은 변동성을 가지고 있으며 결정론적인 방법에서는 이와같은 변동성을 합리적으로 해석에 반영하지 못하는 단점을 가지고 있다.

따라서 이를 보완하기 위해 설계에 사용되는 변수들을 확률변수로 정의 해서 확률 및 통계적인 방법을 바탕으로 한 확률론적 해석방법이 필요하다. 설계변수를 확률변수로 정의하여 해석함으로써 실제 변수들이 가지는

통계적 특성을 고려하게 되고, 그럼으로써 구조물의 안전성에 대해서 결정론적인 방법보다 더 합리적인 안전성 평가를 할 수 있게 된다.

확률론적 해석법은 1940년대 이후 연구가 진행된 이래로 1950년경부터는 토목분야를 중심으로 구조물의 확률론적 해석방법을 발전시켰으며, 원전, 항공, 대형 구조물의 안전성 평가에 필수적인 기술로 활용되고 있다. 또한 컴퓨터의 발달로 단시간내에 시뮬레이션을 수행할 수 있는 방법이 제안되면서 직접적인 실험체의 제작 등에서 생기는 연구비를 절약 할 수 있는 방법인 몬테카를로 시뮬레이션 방법이 제안되었다. 그러나 건축분야에서는 확률론적 해석의 기본이 되는 재료 등의 통계적 특성에 대한 연구가 진행되어 왔음에도 불구하고 확률론적 해석에 바탕을 이루는 연구는 아직 초기 단계에 있는 실정이다.

본 논문에서는 기둥축소량에 영향을 주는 콘크리트의 재료물성치 중에서 콘크리트강도, 크리프계수, 건조수축계수 등은 변동성이 크기 때문에 이와 같은 변동성을 고려하여 확률·통계적 특성을 기둥축소량 해석에 반영한다. 확률매개변수로는 콘크리트강도, 크리프계수, 건조수축계수를 선정하였으며, 70층 초고층 콘크리트 건물을 예제로 하여 확률론적 축소량을 구하고 축소량의 분포도를 조사하여 신뢰구간별 기둥축소량을 분석하고자 한다. 그리고 부가응력을 유발하는 슬래브 타설이후의 최대 부등축소량을 조사하여 결정론적 방법에 의한 결과값과 비교분석하고자 한다.

1.2 연구동향

몬테카를로 기법의 실제 사용은 세계 2차대전 때 원자폭탄의 실험을 위해서 시뮬레이션의 방법으로 원자폭탄의 직접적인 사용을 막기위해 사용되어졌다. 그 이후로 각 분야에 몬테카를로 기법을 이용하여 실험을 시작하였다. 하지만 이미 1930년대 페르미는 무작위 표본추출에 방법을 이용하여 실험을 하였다. 실제 난수생성방법의 지대한 공헌은 최초의 전자기식 계산

기인 ENIAC의 완성에 의해서 이루어졌다.

몬테카를로 기법에 대한 학회가 1949년 로스앨러모스에서 개최됨으로써 많은 업적이 나오게 되었다. 1963년 Alder, Fernbach, Rotenberg가 편찬한 Methods in Computational Physics[1], 1964년 Hammersley와 Handscomb의 Monte Carlo Methods[2]등의 저서가 편찬되면서 많은 학문적 기여를 하였다.

이러한 몬테카를로 기법의 연구와 함께 난수생성방법에 대해서도 많은 발전이 있었다. 무작위 난수 추출방법은 이미 컴퓨터가 개발되면서 짧은 시간내에 많은 난수를 발생시킬 수 있으나 이것은 함수의 적절한 선택이 이루어지지 못한다면 난수의 반복주기가 겹침으로써 실제로 함수선택에 문제가 많았다. 실제로 1945년 Metropolis[3]와 von Neumann[4]이 몬테카를로 방법을 처음으로 개발했을 때, 중앙 평방방법으로 난수를 선택하였으나 정밀한 난수의 테스트 방법이 개발되면서 이 방법의 단점이 많이 드러나게 되었다.

난수 추출방법의 가장 일반적인 방법은 1948년 Lehmer[5]가 선형합동적 방법(Linear Congruential Method)을 사용한 이래로 거의 표준적인 방법으로 사용되고 있다. 이 방법은 겉보기에 무작위하게 보이는 수를 생성해 내지만 이렇게 만들어지는 수들은 균일하게 분포되어 있고 통계적으로도 독립성이 있음을 증명할 수 있다. 또한 이 방법은 1999년 양영순[6] 등에 의해 저술된 구조신뢰성공학에 먹잔차방법으로 소개되기도 하였다. 이러한 선형합동적 방법에서 난수의 최대주기를 구현하기 위해 계수의 선택이 주요한 관건이 되었다. 이러한 연구와 더불어 재료나 구조물의 확률·통계적 특성에 대한 연구도 같이 발전하기 시작하였다.

1965년 ACI Committee 214[7]에서는 콘크리트의 변동계수를 4~5%를 우수, 5~6%를 보통수준, 6%보다 큰 변동계수를 가지는 콘크리트를 좋지 않은 것으로 인정하였으나, 1977년 콘크리트의 강도 테스트를 한 결과[8]에서는 10%이하의 변동계수를 갖는 콘크리트를 매우 우수한 품질로, 10~

15%는 우수한 것으로, 15~20%를 보통, 20%를 품질이 나쁜 콘크리트로 발표하였으며, 현재는 일반적으로 후자의 값을 콘크리트의 강도에 대한 변동계수의 값으로 채택하여 사용하고 있다. 또한 1979년 Mirza, Hatzinikolas와 MacGregor[9]는 콘크리트의 인장강도와 휨인장 및 압축강도등에 대한 평균과 변동계수의 값을 식으로 제안하였으며, 콘크리트의 통계적 분포가 정규분포를 따르고 있음을 발표하였다.

크리프와 건조수축에 관한 실험은 Bazant[10][11]등에 의해서 계속해서 발표되어 왔으나 1995년 Bazant와 Baweja[12]에 의해 제시된 콘크리트의 크리프와 건조수축에 대한 변동계수값을 새로이 발표하였다. 1995년에 발표된 논문은 이미 Keeton[13], Wittmann과 Bazant[14], Hansen과 Mattock[15] 등에 의해 연구되어온 크리프와 건조수축계수들을 모아 집대성한 논문이다. 크리프와 건조수축의 변동계수값은 시간의존적인 값이므로 재료의 실험에 대한 여건에 따라서 각 논문마다 차이가 난다. 하지만 Bazant와 Baweja는 이런 실험들의 데이터를 정리하여 변동계수의 값을 제안하였다.

기동축소량의 대한 연구는 1960년대 미국에서 시작되었다. Fintel과 Khan[16]은 시카고의 3150 Lake Shore Drive 34층 철근콘크리트 건물의 실제 축소량을 19년동안 측정하여 발표된 알고리즘에 비교고찰하였으며, Fintel, Ghosh and Iyengar[17]들은 Water Tower Place 76층 건물을 5년 동안 현장 측정하여 새로운 기동축소량 해석프로그램을 개발하였다.

호주에서도 1990년대 중반 이후 기동축소량에 관한 연구가 있었다. 특히 Tasmania 대학의 Koutsoukis와 Beasley[18]는 초고층 콘크리트 기동의 축소량 계산을 위해서 Monte Carlo 해석과 2차 모멘트 방법에 의한 확률론적 방법을 도입하였다.

국내에서도 삼성건설이 말레이시아의 KLCC 건물을 시공하며 1993년에 기동축소량에 대한 연구를 하였으며, 1997년 송화철, 정석창[19][20]등에 의해 PCA(Portland Cement Association)기동축소량 알고리즘을 바탕으로 한

CSA(Column Shortening Analysis)기둥축소량 프로그램이 개발되었으며, 기둥축소량 예측 및 보정방법에 대해서 말레이시아의 Plaza Rakyat 오피스동에 대한 해석을 수행하여 그 적용성을 입증하였다. 이후에도 90년대 후반에 초고층 구조물의 기둥축소량에 대한 연구가 진행되었으나 국내에서는 매개변수를 이용한 기둥축소량에 대한 연구[21]등이 제안되어 있을 뿐 확률론적인 방법에 의한 기둥축소량 연구는 전무한 실정이다.

1.3 연구범위 및 방법

본 논문은 초고층 구조물의 기둥축소량 해석에 대한 확률론적 접근방법의 연구로서 일반적으로 초고층 구조물의 기둥축소량 해석시 적용되는 재료의 확률·통계적인 특성을 고려하여 계산하는 방법을 제안하기 위해서 수행되었다. 따라서 기둥축소량에 많은 영향을 끼치는 콘크리트의 성질에 대한 통계적인 특성을 고려한 몬테카를로 시뮬레이션의 결과와 결정론적 방법으로 계산한 기둥축소량과 비교하여 정확성을 검증함과 동시에 데이터의 통계적 분포를 산출하여 신뢰구간별 축소량의 데이터를 계산한다.

기둥축소량을 유발하는 가장 큰 원인은 콘크리트 재료의 변동성질에 의해서 발생된다. 따라서 본 논문에서는 콘크리트 자체의 물성치 중 콘크리트강도, 크리프계수, 건조수축계수에 대한 재료의 확률·통계적인 특성을 이용하여 기둥축소량의 확률론적 계산을 수행하였다.

본 논문의 내용을 간략히 정리하면 다음과 같다.

2장에서는 몬테카를로 기법에 대한 시뮬레이션 방법 중에서 난수발생 방법에 대해 언급하며, 이를 근거로하여 본 논문에서 개발한 방법을 예제에 적용해 적용성을 검토한다.

3장에서는 기둥축소량 모델에 사용되는 확률변수에 대해서 소개하였다. 각 확률변수는 이미 연구논문이나 실험 등을 통한 데이터이므로 여기에 대한 간략한 소개와 확률변수로서의 특징을 기술하여 본 논문에 사용되는 콘

크리트의 재료성질에 대한 적용 가능성을 검토하였다.

4장에서는 일반적인 기동축소량에 대한 제안식을 축소량별로 소개하고 있으며, 또한 슬래브 타설이전의 축소량과 슬래브 타설이후의 축소량에 대한 제안식도 기술하고 있다. 그리고 기동축소량 모델에 사용되는 변수들에 대한 적용식도 소개하고 있다. 이러한 기동축소량 제안식을 몬테카를로 기법을 이용한 확률론적 기동축소량 제안식으로 만들어 몬테카를로 기법을 이용한 확률론적 기동축소량 프로그램을 개발하였으며, 기동축소량 프로그램의 구성도에 대해서 기술한다.

5장에서는 확률론적 기동축소량 프로그램을 이용하여 기존 논문에서 해석한 데이터를 가지고 70층 초고층건물 예제에 대한 해석을 수행하였다. 이미 적용성을 인정받은 CSA프로그램으로 결정론적 방법에 의한 해석을 수행하며, 본 논문에서 개발한 확률론적 기동축소량 해석방법을 이용하여 결정론적 방법에 의한 해석결과와 비교하였다.

6장에서는 본 연구를 통해서 얻은 결론을 서술하였다.

2. 몬테카를로 기법

몬테카를로 기법은 난수(random number)를 발생시켜 시뮬레이션하는 방법이다. 이 방법은 모델에 포함되어 있는 확률변수를 적절한 분포를 갖는 확률분포로 바꾸어 시뮬레이션을 하여 실험적으로 해석하는 방법으로 공학분야에서 복잡한 해석공식에 의해서 처리하기가 어려운 문제를 푸는데 유용한 방법이다. 즉 4차원 이상의 복잡한 적분이나 Taylor급수 전개를 계산하거나 많은 수의 확률변수를 처리하는데 있어서 편리한 방법이다.[22]

2.1 균일분포의 난수발생

몬테카를로 기법에서 분포형태에 따라 적합한 난수를 발생시키기 위해서 일반적으로 이용되고 있는 방법은 0과 1사이에 균일하게 분포하는 난수를 이용하여 확률분포에 따라 적합한 난수를 발생시키는 것이다. 따라서 이러한 성질을 만족하는 균일분포의 난수를 발생하기 위해서 멱잔차방법(Power Residue Method)을 이용할 수 있다.[6]

이 방법은 계수 m 으로 나눈 나머지를 반복하여 계산하는 방법으로 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$y_i = \text{Int}\left(\frac{ax_i + c}{m}\right) \quad (a \text{와 } c, m \text{은 음이 아닌 정수}) \quad (2.1)$$

여기서 y_i 를 계수 m 으로 나눈 값의 정수부분이라하면, 초기 시드(seed)값인 x_{i+1} 을 구할 수 있다.

$$x_{i+1} = ax_i + c - my_i \quad (2.2)$$

위 식을 계수 m 으로 나누어 얻는 값이 0과 1사이에서 얻어지는 균일분포 난수가 되며, 아래와 같은 식이 된다.

$$u_{i+1} = \frac{x_{i+1}}{m} \quad (2.3)$$

2.2 정규분포형태의 난수발생

본 논문에서 사용된 확률론적 기동축소량 프로그램의 변수들의 분포는 정규분포로 가정한다. 따라서 0과 1사이의 균일분포 난수발생방법을 이용하여 정규분포형태의 난수를 발생시켜야 한다. 정규분포형태의 난수를 발생시키는 방법은 다음과 같다.

x 와 $x+dx$ 사에 발생하는 분포를 확률로 나타내면 식 (2.4)와 같이 나타낼 수 있다.

$$p(x)dx = \begin{cases} dx & 0 < x < 1 \\ 0 & otherwise \end{cases} \quad (2.4)$$

확률분포 $p(x)$ 를 일반화시키면 식 (2.5)와 같은 확률밀도함수가 된다.

$$\int_{-\infty}^{\infty} p(x)dx = 1 \quad (2.5)$$

확률에서의 기본 변환법을 이용하면 y 의 확률분포는 $p(y)$ 로 나타내며, 이것은 식 (2.6) 또는 식 (2.7)과 같이 나타난다.

$$|p(y)dy| = |p(x)dx| \quad \text{or} \quad (2.6)$$

$$p(y) = P(x) \left| \frac{dx}{dy} \right| \quad (2.7)$$

정규분포의 난수를 발생시키기 위해서 Jacobian 행렬식으로 나타내면 식 (2.8)과 같이 나타낼 수 있다.

$$p(y_1, y_2, \dots) dy_1 dy_2 \dots = p(x_1, x_2, \dots) \left| \frac{\partial(x_1, x_2, \dots)}{\partial(y_1, y_2, \dots)} \right| dy_1 dy_2 \dots \quad (2.8)$$

Box와 Muller[23]에 의해 제안된 정규분포 난수 발생방법은 위의 Jacobian 행렬식을 사용하여 나타내게 되며 정규분포를 확률분포로 나타내면 식 (2.9)와 같이 나타낸다.

$$p(y)dy = \frac{1}{\sqrt{2\pi}} e^{-y^2/2} dy \quad (2.9)$$

따라서 위의 식을 0과 1사이에서 발생하는 두 균일분포 난수인 u_1 과 u_2 로 변환하여 두 식 y_1 과 y_2 로 나타내면 식 (2.10)과 식 (2.11)과 같다.

$$y_1 = \sqrt{-2 \ln u_1} \cos(2\pi u_2) \quad (2.10)$$

$$y_2 = \sqrt{-2 \ln u_1} \sin(2\pi u_2) \quad (2.11)$$

위 식을 정규분포난수를 발생시키기 위해 나타내면 식 (2.12)와 식 (2.13)으로 나타낸다.

$$x_1 = \pi + \sigma \sqrt{-2 \ln u_1} \cos(2\pi u_2) \quad (2.12)$$

$$x_2 = \pi + \sigma \sqrt{-2 \ln u_1} \sin(2\pi u_2) \quad (2.13)$$

π 와 σ 는 확률변수의 평균과 표준편차이며, 위의 두 식은 서로 독립인 표준정규분포이다. 따라서 식 (2.12)와 식(2.13)을 이용하여 기동축소량 모델에 대한 변수들의 난수를 발생시키게 된다.

본 논문에서 사용한 난수생성자는 L'Ecuyer[24]가 제안한 방법으로 서로 다른 주기를 가지는 두가지의 다른 난수 생성자를 합성함으로써 새로운 균일분포의 난수를 생성하는 방법을 사용하였다. 이 방법은 Park와 Miller[25]가 제안한 난수의 주기보다 더 크게 할 수 있는 방법으로 자세한 내용은 William[26]등에 의한 참고문헌을 참고할 수 있다.

3. 기동축소량 모델에 대한 확률변수

콘크리트의 탄성계수는 콘크리트의 강도에 따라 차이가 난다. 또한 콘크리트는 물, 모래, 자갈, 시멘트 등의 재료에 의해 이루어진 것으로 수분의 증발에 의한 건조수축 변형과 하중의 재하에 의한 압밀수축으로 생기는 크리프 변형에 영향을 받게 된다. 따라서 본 논문에서 사용하게 되는 확률변수로는 콘크리트의 재료물성치 중 변동성이 큰 콘크리트 강도, 크리프계수, 건조수축계수의 3가지 요소를 선정하였다.

3.1 콘크리트 강도

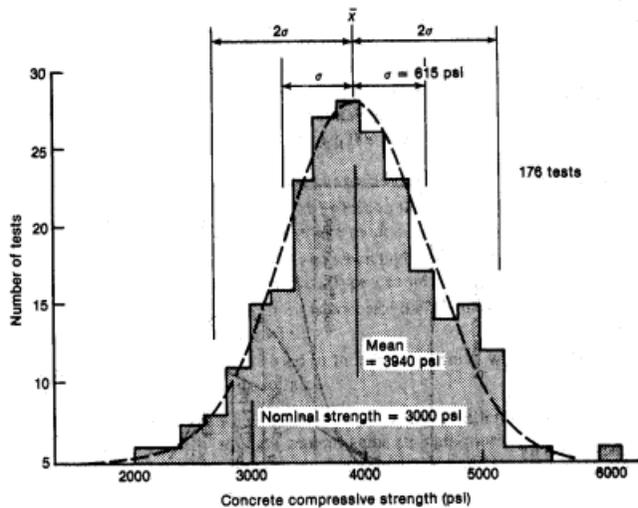


그림 3.1 콘크리트 강도의 분포도[27]

콘크리트의 강도는 재령 28일의 압축강도를 설계를 위한 기준강도로 하고 있다. 이것은 콘크리트의 강도가 초기에는 빠른 속도로 증가되면서 차

차 느린 속도로 계속하여 강도가 증가된다. 그러나 실제 구조물에서의 콘크리트의 강도는 실린더 강도보다 낮고, 그리고 시공의 정도에 따라서 강도의 분포가 균일하지 못한다. 따라서 콘크리트 강도는 실험을 통해서 그림 3.1과 같은 통계적인 분포를 나타낸다. 그림 3.1은 일반적인 콘크리트의 압축강도 분포를 나타내고 있다.

ACI 214에서는 다음과 같이 배합강도를 계산하는 방법을 제안하고 있다. 식 (3.1)은 변동계수를 알 때 배합강도를 구하는 방법이고, 표준편차를 알고 있을 경우에는 식 (3.2)로 계산한다.

$$\sigma_r = \frac{\sigma_{ck}}{1 - kV} \quad (3.1)$$

$$\sigma_r = \sigma_{ck} + ks \quad (3.2)$$

여기서 σ_r 은 배합강도를 나타내며, σ_{ck} 는 설계기준강도, k 는 σ_{ck} 이하로 되는 확률에 의해 정해지는 계수값(표 3.1), V 는 예상되는 변동계수, s 는 예상되는 표준편차이다.

표 3.1 k의 값

시험치가 $\sigma_m \pm ks$ 의 제한내에 드는 백분율(%)	σ_{ck} 이하로 되는 확률	k
40	3/10	0.524
50	2.5/10	0.674
60	2/10	0.842
70	1.5/10	1.036
80	1/10	1.282
90	1/20	1.645
95	1/40	1.960
98	1/100	2.326

변동계수에 대한 그래프는 그림 3.2에 나타나 있다. 각 변동계수가 10%, 15%, 20%에 따라 콘크리트 압축강도의 분포도는 달라진다. 콘크리트의 압축강도의 시험 평균치가 가깝게 집중하여 분포곡선이 높고 좁으면 품질관리가 잘된 콘크리트이며, 그렇지 못한 콘크리트의 압축강도는 분포곡선이 낮고 넓게 되는 것을 알 수 있다.

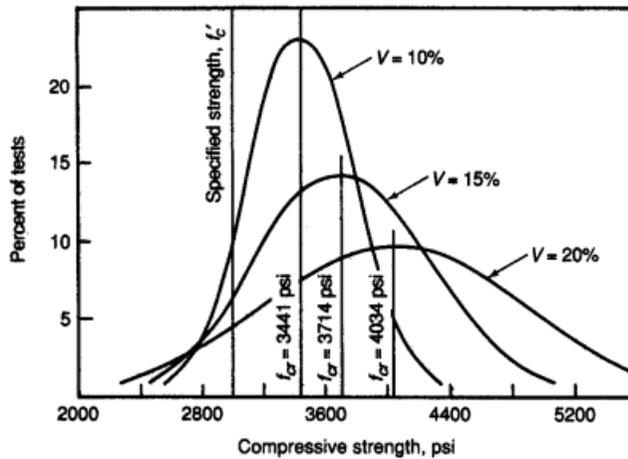


그림 3.2 콘크리트 압축강도의
변동계수에 따른 분포곡선[27]

우리나라 콘크리트 표준시방서[28]에 의해 콘크리트의 배합강도의 시험치가 설계기준강도이하로 되는 일이 1/20이하의 확률로 일어나지 않도록 하고 있다. 이를 기준으로 ACI Committee 214에서 규정하고 있는 변동계수의 값을 살펴보면 표 3.2와 같다.

표 3.2 관리정도와 변동계수와의 관계

관리의 정도	우수	양호	보통	불량
변동계수(%)	10 이하	10~15	15~20	20 이상

따라서 본 연구에서 사용된 콘크리트의 변동계수는 10% 이하의 우수한 값을 채택하는 것으로 하여 변동계수를 0.1로 적용하였다.

3.2 크리프 계수

크리프는 콘크리트가 지속적인 하중을 받을 때 시간의 경과에 따라 변형도가 증가하는 현상을 말한다. 공시체의 크리프 변형도는 하중이 가해진 공시체의 총변형도에서 하중재하초기의 순간변형도와 동일한 온도와 상대습도하에서 하중을 받지 않는 시험체의 건조수축변형도와 온도변형도의 합을 뺀 값으로 구한다. 총변형도는 일반적으로 탄성 변형도, 크리프 변형도, 건조수축 변형도로 구분하여 다루고 있지만, 실제 응력의 변화에 의해 탄성 및 비탄성변형도도 순간적으로 변화한다. 이러한 이유로 순간변형도와 크리프 변형도를 명확히 구분할 수 없기 때문에 크리프의 기본현상을 명확하게 설명하지 못하고 있다. 크리프는 2가지 종류로 나눌 수 있으며 기본크리프(Basic Creep)와 건조크리프(Drying Creep)로 나누어진다. 기본크리프는 주변환경과 수분의 이동이 없는 상태에서 일어나는 크리프이며 건조크리프는 건조에 의해 일어나는 추가적인 크리프이다.

크리프 변형은 극한강도의 약 40%정도까지는 응력의 크기에 비례하고 이 응력의 범위를 넘어서면 비선형함수가 된다. 하지만 일반적인 사용하중하에서는 기둥과 벽의 응력범위는 극한강도의 40%이내이므로 크리프변형도는 작용하는 응력에 비례하는 것으로 가정한다.

ACI 209[29]에 의하면 표준상태에서의 크리프 변형은 아래의 식과 같다.

$$\varepsilon_{cr} = \sigma \cdot \delta_t \quad (3.3)$$

$$= \varepsilon_i \cdot \nu_t \quad (3.4)$$

여기서 σ 는 단위응력이며, δ_t 는 단위초기응력당 크리프변형이며, ε_i 는 탄성변형이며, ν_t 는 단위초기응력당 크리프변형도이다. 또한 초기탄성계수 E_{ct} 를 사용하여 변형과 변형도와의 관계를 나타내면 다음과 같다.

$$\nu_t = \delta_t \cdot E_{ct} \quad (3.5)$$

또한 단위초기응력당 크리프변형 계수(δ_t)는 다음과 같은 식으로 나타낼 수 있다.

$$\delta_t = C_u \times CR_t = C_u \times \frac{t^{0.6}}{10 + t^{0.6}} \quad (3.6)$$

식 (3.6)에서 CR_t 는 시간에 대한 크리프 비율을 나타내며, C_u 는 단위응력당 극한크리프값을 나타내는 계수로서 특정크리프(Specific Creep)라 한다. 특정크리프값의 일반적인 범위는 3~5 ($\mu\text{in/in/psi}$)이다. 특히 전자는 Neville[30]에 의해 제안된 값이며, 후자는 시카고의 Water Tower Place[31]에서 사용된 콘크리트의 실험에서 얻은 값이다.

특정크리프는 콘크리트의 배합에 따라 달라지므로 실제 기둥축소량계산 시에는 동일한 배합비를 사용하여 콘크리트의 재료실험에 의한 정확한 측정이 필요하다.

크리프계수에 대한 연구를 통해서 많은 수의 데이터들이 축적되었다. 기

본 크리프와 건조 크리프의 대한 연구를 통해서 표 3.3과 같은 데이터를 얻을 수 있었다.

표 3.3 크리프 계수의 변동계수에 대한 데이터[12]

기본 크리프의 변동계수		건조 크리프의 변동계수	
Test data	ω	Test data	ω
1. Keeton	37.5	1. Hansen and Mattock	32.1
2. Kommendant et al.	31.8	2. Keeton	46.3
3. L'Hermite et al.	133.4	3. Troxell et al.	33.0
4. Rostasy et al.	47.6	4. L'Hermite et al.	55.8
5. Troxell et al.	13.9	5. Rostasy et al.	20.9
6. York et al.	37.7	6. York et al.	42.1
7. McDonald	48.4	7. Mcdonald	40.4
8. Maity and Meyers	30.0	8. Hummel	46.2
9. Mossiossian and Gamble	51.5	9. L'Hermite and Mamillan	62.5
10. Hassen and Harboe et al. (Ross Dam)	51.2	10. Mossiossian and Gamble	71.7
11. Browne et al. (Wylfa vessel)	47.3	11. Maity and Meyers	45.9
12. Hansen and Harboe et al. (Shasta Dam)	107.8	12. Russel and Burg (Water Tower Place)	41.2
13. Brooks and Wainwright	14.9		
14. Pirtz (Dworshak Dam)	58.2		
15. Hansen and Harboe et al. (Canyon ferry Dam)	70.2		
16. Russel and Burg (Water Tower Place)	19.3		
17. Hanson	63.3		
ω_{all}	58.1	ω_{all}	46.8

각 크리프계수의 변동계수는 전체 변동계수의 값으로 계산되어질 수 있다. 즉 식 (3.7)에 의해서 기본 크리프의 변동계수와 건조 크리프의 변동계수의 전체 변동계수로써 구해질 수 있다.

$$\omega_{all} = \left[\frac{1}{N} \sum_{j=1}^N \omega_j^2 \right]^{1/2} \quad (3.7)$$

그리고 기본 크리프와 건조 크리프의 전체변동계수에 대한 값을 구하면 0.528의 변동계수 값이 나온다.

크리프의 시간에 대한 한 개층에 대한 축소량의 변화량을 조사해 보면 그림 3.3과 같다. 확률변수로서 크리프에 대한 값을 시간변화에 따른 축소량으로 나타낸 그림이다. 초기 모형의 형태가 직선으로 뺏어져 나오는 이유는 축소량에 대한 시간변화를 구하기 위해 실제 확률론적 모델에 적용함으로써 발생하는 하중의 영향을 받기 때문이다.

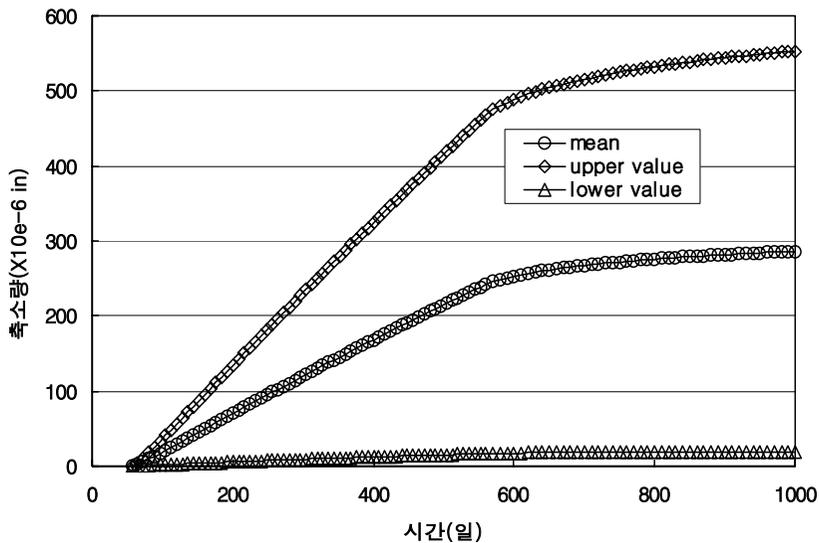


그림 3.3 시간변화에 따른 크리프 축소량의 변화

또한 각 값의 상한값과 하한값을 정의하고 있는데 이것은 크리프의 변동계수를 적용한 그래프로써 신뢰수준 95%의 값을 적용한 것이다. 따라서 크리프 계수의 변동계수에 대한 신뢰수준 95%의 상한값과 하한값을 범위

를 제공함으로써 실제 크리프 축소량의 변화범위를 제시하고 있다.

3.3 건조수축 계수

건조수축은 콘크리트의 경화이후 시간에 따른 콘크리트의 체적감소를 말한다. 체적감소는 콘크리트의 수분함량의 변화에 의해 외부로부터 작용하는 응력과는 관계없이 일어나는 물리-화학적인 변화에 기인한다. 건조수축은 안정된 상대습도와 온도조건하에서의 무차원화된 변형도로 간편하게 나타낸다.

크리프와 마찬가지로 건조수축의 경우도 콘크리트의 배합에 의해 큰 영향을 받으므로 실제 재료시험에 의한 극한건조수축값을 구하는 것이 중요하다.

표 3.4 건조수축계수의 변동계수에 대한 데이터[12]

Test data	ω	Test data	ω
1. Hummel et al.	30.0	12. York et al.	42.8
2. Rüsck et al. (1)	35.2	13. Hilsdorf	24.7
3. Wesche et al.	24.0	14. L'Hermite and Mamillan	58.7
4. Rüsck et al. (2)	13.7	15. Wallo et al.	33.0
5. Wischers and Dahms	27.3	16. Lambotte and MNommens	30.7
6. Hansen and Mattock	52.9	17. Weigler and Karl	29.6
7. Keeton	120.6	18. Wittmann et al.	65.4
8. Troxell et al.	36.8	19. Ngab et al.	45.3
9. Aschl and Stökl	61.3	20. McDonald	68.8
10. Stökl	19.5	21. Russel and Burg	51.0
11. L'Hermite and Mamillan	123.1	(Water Tower Place)	
ω_{all}		55.3	

일반적으로 극한건조수축값(콘크리트 타설후 시간이 무한대로 경과하였을 때 최종적으로 발생하는 변형량)은 $500\mu\text{in/in} \sim 800\mu\text{in/in}$ 정도이며, ACI 209에서는 체적-표면적비가 1.5, 상대습도가 40%이며 규격에 맞는 골재가 사용된 표준상태의 경우 극한건조수축값으로 $780 \mu\text{in/in}$ 를 제시하고 있다.

또한 건조수축의 변동계수에 대해서도 각 학계나 학자들의 노력으로 많은 데이터를 구축하였다. 따라서 건조수축에 대한 변동계수의 값들을 표 3.4에서 제시하고 있다. 표 3.4의 전체 변동계수의 값에 대해서도 식 (3-7)에 의한 계산식을 따르고 있다.

건조수축도 역시 시간에 따라 건조수축의 진행이 이루어진다. PCA (Portland Cement Association)에서는 식 (3.8)에서와 같은 식을 제안하고 있다. 이 식은 체적-표면적비가 커짐에 따라 시간에 대한 건조수축진행이 느려지는 것을 고려한 Hansen - Mattock의 식을 사용하고 있다. 하지만 ACI 209에서는 체적-표면적비와 무관한 식 (3.9)를 제시하고 있다.

$$SH_t = \frac{t}{26.0e^{0.36(v/s)} + t} \quad (3.8)$$

$$SH_t = \frac{t_s}{35 + t_s} \quad (3.9)$$

여기서 (v/s)는 체적-표면적 비이며 t는 시간을 나타낸다.

본 논문에서 사용한 건조수축의 시간에 대한 변형값은 ACI 209에서 제안된 식을 사용한다. 건조수축의 시간에 대한 한 개층의 변형량에 대한 축소량값을 그래프로 그려보면 그림 3.4로써 나타난다.

또한 그림 3.4에서도 건조수축 변동계수에 의한 상한값과 하한값을 설정하였다. 이 값들은 그림 3.3에서와 마찬가지로 신뢰수준 95%의 상한값과 하한값으로써 실제 건조수축 축소량의 변화범위를 제시하고 있다.

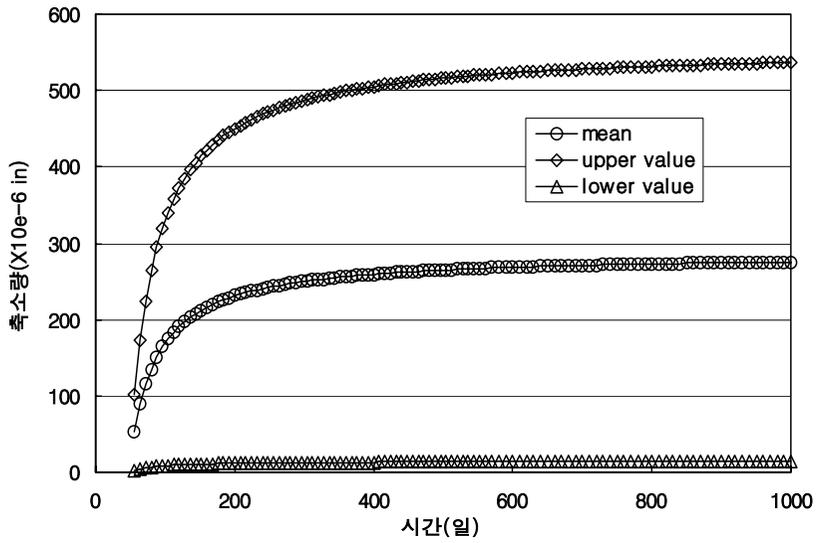


그림 3.4 시간변화에 따른 건조수축 축소량의 변화

4. 확률론적 기동축소량 해석

4.1 기동축소량의 일반사항

초고층건물에서 기동과 코어와의 축소량의 영향은 전체축소량에 대한 부등축소량과 시간의 영향을 받는 슬래브 타설이후의 부등축소량으로 나눌 수 있다. 이러한 부등축소량의 영향은 기동과 코어를 연결하는 보와 슬래브에서의 부가응력을 유발하거나 파티션과 커튼월의 균열과 같은 문제를 유발하기도 한다. 따라서 부등축소량의 영향을 최소화하기 위해서 기동축소량의 예측 및 보정이 정확히 이루어져야 한다. 또한 구조안전성과 사용성의 관점에서 시간변화에 따른 초고층건물 기동축소량의 정확한 예측이 필요하다.

기동축소량은 탄성 축소량, 크리프 축소량, 건조수축 축소량으로 구성된다. 각 축소량에 영향을 미치는 요인은 표 4.1과 같다.

표 4.1 기동축소량에 영향을 미치는 요인

축소량의 종류	영향을 미치는 요인
탄성 축소량	하중, 탄성계수, 층고, 기동의 전환단면적
크리프 축소량	특정크리프계수, 하중, 하중작용시점, 하중작용시간, 체적-표면적비, 상대습도, 철근비, 층고
건조수축 축소량	극한건조수축변형도, 경과시간, 체적-표면적비, 상대습도, 철근비, 층고

4.1.1 탄성 축소량

기동축소량의 탄성축소량에 대한 식은 다음과 같다.

$$\Delta_{EL} = \Sigma \frac{P \times H}{A_t \times E_{ct}} \quad (4.1)$$

여기서 P 는 작용하중, A_t 는 기둥의 변환단면적, h 는 층고, E_{ct} 는 콘크리트 탄성계수를 나타낸다.

기둥의 변환단면적과 콘크리트의 탄성계수에 대한 값은 다음과 같이 계산된다.

$$A_t = A_g + A_s \times (n_t - 1) \quad (4.2)$$

$$n_t = \frac{E_s}{E_{ct}} \quad (4.3)$$

$$E_{ct} = 33 \times w^{1.5} \times \sqrt{f'_{ct}} \quad (4.4)$$

$$f'_{ct} = f'_{28} \times \frac{t_{la}}{4 + 0.85 \times t_{la}} \quad (4.5)$$

여기서 A_g 는 기둥의 전단면적, A_s 는 철근단면적, E_s 는 철근의 탄성계수, n_t 는 탄성계수비, w 는 콘크리트의 밀도(lb/ft^3), f'_{ct} 는 콘크리트의 강도(psi), f'_{28} 는 28일 재령의 콘크리트 강도(psi), t_{la} 는 콘크리트 재령일을 나타낸다.

4.1.2 비탄성 축소량

1) 크리프 축소량

크리프 축소량은 콘크리트가 지속적인 하중을 받을 때 시간의 경과에 따라 변형이 지속되는 현상으로 이 크기는 작용하는 응력에 비례한다. 크리프 축소량을 계산하는 식은 슬래브 타설이전과 슬래브 타설이후의 크리프

축소량으로 나눈다. 슬래브 타설이전의 크리프 축소량 계산식은 다음과 같다.

$$\Delta_{CR}^{UPTO} = \sum (P/A_t) \times C_u \times CR_t \times h \times CR_{la} \times CR_{vs} \times CR_{RH} \times CR_{sr} \quad (4.6)$$

여기서 P 는 작용하중, A_t 는 기둥의 변환단면적, C_u 는 특정크리프계수, CR_{la} 는 하중작용시점의 재령효과, CR_t 는 시간에 대한 크리프 비율, CR_{vs} 는 체적-표면적비 효과, CR_{RH} 는 상대습도 효과, CR_{sr} 는 철근비 효과를 나타낸다.

각 계수들은 다음과 같이 계산된다.

$$CR_{la} = 2.3(t_{la})^{-0.25} \quad (4.7)$$

$$CR_{vs} = \frac{0.044(v/s) + 0.934}{0.10(v/s) + 0.85} \quad (4.8)$$

$$\begin{aligned} CR_{RH} &= 1.0 && (RH < 40) \\ &= 1.40 - 0.01 \times RH && (RH \geq 40) \end{aligned} \quad (4.9)$$

$$\begin{aligned} CR_{sr} &= 1 - \exp[-\rho \times n_t \times C_u \times CR_{la} \times CR_{vs} \times E_{ct} / (1 + \rho \times n_t)] \\ & \quad / [(C_u \times CR_{la} \times CR_{vs}) \times E_s \times \rho] \end{aligned} \quad (4.10)$$

여기서 E_s 는 철근의 탄성계수, E_{ct} 는 콘크리트의 탄성계수, n_t 는 탄성계수비, t_{la} 는 콘크리트 재령일, (v/s) 는 체적-표면적비(in), RH 는 상대습도, ρ 는 철근비를 나타낸다.

또한 크리프 축소량의 슬래브 타설이후 축소량의 계산식은 다음과 같이 제안되고 있다.

$$\Delta_{CR}^{SUBTO} = \sum (P/A_t) \times C_u \times (1 - CR_t) \times h \times CR_{la} \times CR_{vs} \times CR_{RH} \times CR_{sr} \quad (4.11)$$

따라서 크리프 축소량은 슬래브 타설이전과 타설이후의 시점으로 나뉘며 크리프에 대한 전체 축소량은 다음 식과 같다.

$$\Delta_{CR} = \Delta_{CR}^{UPTO} + \Delta_{CR}^{SUBTO} \quad (4.12)$$

2) 건조수축 축소량

건조수축 축소량은 콘크리트 타설후 부재내의 수분증발에 의해서 부재가 축소하는 현상으로 크리프 축소량과 마찬가지로 시간의 경과에 따라 지속적으로 발생하는 축소량이다. 이를 구하기 위한 식은 다음과 같다. 식 (4.13)은 슬래브 타설이전의 건조수축 축소량 계산식을 나타낸다.

$$\Delta_{SH}^{UPTO} = \sum \epsilon_{shu} \times SH_t \times SH_{vs} \times SH_{RH} \times SH_{sr} \times h \quad (4.13)$$

ϵ_{shu} 는 극한건조수축 변형, SH_{vs} 는 체적-표면적비 효과, SH_{RH} 는 상대습도 효과, SH_{sr} 는 철근비 효과, SH_t 는 시간에 대한 건조수축 비율, h 는 층고를 나타낸다.

각 계수들은 다음과 같이 계산된다.

$$SH_t = \frac{t_s}{35 + t_s} \quad (4.14)$$

$$SH_{vs} = \frac{0.037(v/s) + 0.944}{0.177(v/s) + 0.734} \quad (4.15)$$

$$\begin{aligned}
SH_{RH} &= 1.0 && (RH < 40) \\
&= 1.40 - 0.01 \times RH && (40 \leq RH < 80) \\
&= 3.00 - 0.03 \times RH && (80 \leq RH)
\end{aligned} \tag{4.16}$$

$$\begin{aligned}
SH_{sr} &= 1 - \exp[-\rho \times n_t \times C_u \times CR_{la} \times CR_{vs} \times E_{ct} / (1 + \rho \times n_t)] \\
& \quad / [(C_u \times CR_{la} \times CR_{vs}) \times E_s \times \rho]
\end{aligned} \tag{4.17}$$

여기서 RH 는 상대습도, v/s 는 체적-표면적비, t_s 는 타설후 경과시간(일), ρ 는 철근비, n_t 는 탄성계수비, C_u 는 특정크리프계수, CR_{la} 는 하중작용시점의 재령효과, CR_{vs} 는 체적-표면적비 효과, E_{ct} 는 콘크리트의 탄성계수 E_s 는 철근의 탄성계수를 나타낸다.

또한 슬래브 타설이후의 건조수축 축소량 계산식은 식 (4.18)과 같다.

$$\Delta_{SH}^{SUBTO} = \sum \epsilon_{shu} \times (1 - SH_t) \times SH_{vs} \times SH_{RH} \times SH_{sr} \times h \tag{4.18}$$

따라서 건조수축 축소량의 전체 축소량은 슬래브 타설이전과 타설이후에 대한 합과 같으며 다음 식과 같다.

$$\Delta_{SH} = \Delta_{SH}^{UPTO} + \Delta_{SH}^{SUBTO} \tag{4.19}$$

4.2 몬테카를로 기법에 의한 기동축소량 제안식

기동축소량에 대한 계산식을 바탕으로 확률론적 기동축소량 제안식을 개발하였다. 먼저 각 축소량에 대한 결정론적 방법의 축소량 계산식을 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$\Delta_{D,T} = \Delta_{EL} + \Delta_{CR} + \Delta_{SH} \quad (4.20)$$

여기서 Δ_{EL} , Δ_{CR} , Δ_{SH} 는 이미 앞에서 구한 결정론적 방법의 기동축소량 제안식이며, $\Delta_{D,T}$ 는 결정론적 방법의 전체축소량이다. 이를 몬테카를로 기법을 이용한 확률론적 기동축소량 제안식으로 바꿔주면 다음과 같다.

$$\Delta_{S,T} = \Delta_{EL}^S + \Delta_{CR}^S + \Delta_{SH}^S \quad (4.21)$$

$$\Delta_{EL}^S = \frac{1}{m} \sum_{k=0}^m (\Delta_{EL}) \quad (4.22)$$

$$\Delta_{CR}^S = \frac{1}{m} \sum_{k=0}^m (\Delta_{CR}) \quad (4.23)$$

$$\Delta_{SH}^S = \frac{1}{m} \sum_{k=0}^m (\Delta_{SH}) \quad (4.24)$$

여기서, Δ_{EL}^S 은 확률론적 탄성 축소량, Δ_{CR}^S 은 확률론적 크리프 축소량, Δ_{SH}^S 은 확률론적 건조수축 축소량, $\Delta_{S,T}$ 은 확률론적 방법에 의한 축소량, m은 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 반복수이다.

식 (4.17)에서 각각의 탄성, 비탄성 축소량에서 지정된 확률변수는 시뮬레이션의 횟수에 따라서 난수를 발생하게 되며, 이를 평균한 값이 확률론적으로 구한 축소량의 기대값이 된다.

이러한 기대값은 발생된 난수의 시뮬레이션을 통해서 평균과 표준편차의 값을 가지게 된다. 따라서 각각의 축소량에 대한 평균과 표준편차의 값을 신뢰구간에 따라 하한값과 상한값으로 정리할 수 있다.

4.3 확률론적 기동축소량 프로그램 구성

그림 4.1은 몬테카를로 시뮬레이션을 이용한 확률론적 기동축소량 해석을 알고리즘으로 나타내고 있다. 알고리즘을 구현하는데 사용된 프로그램은 Visual Fortran 6.0을 사용하였다.

데이터의 Input Data를 처리하는데 사용된 프로그램은 Microsoft Excel이다. Excel에서는 프로그램의 Input과 매크로를 이용하여 프로그램의 계산에 필요한 Fortran Code를 불러들이는 기능을 하도록 하였다. Fortran Code로 짜여진 확률론적 기동축소량 프로그램과 Excel의 연동을 위해 DLL(dynamic link library)파일 작성하였다.

확률론적 기동축소량 프로그램의 알고리즘을 살펴보면 다음과 같다.

우선 기동축소량 해석에 필요한 재료 등의 데이터를 입력하고 확률변수 데이터와 시뮬레이션 횟수 m 을 입력한다. 시뮬레이션 횟수 m 까지 프로그램이 순환되면서 확률변수인 탄성계수와 크리프계수, 건조수축계수에 대한 난수를 발생시키게 된다. 이러한 과정은 부프로그램인 Monte()에 의해 수행되게 된다. 부프로그램인 Monte()는 정규확률분포 형태의 난수를 발생하게 되며, 여기서 발생된 난수는 탄성 축소량, 크리프 축소량, 건조수축축소량을 계산하게 된다. 이러한 계산과정을 거치고 나면 축소량별 데이터 및 축소량별 평균과 표준편차를 출력하며 이러한 과정은 시뮬레이션 횟수 m 에 의해서 계속 수행하게 된다.

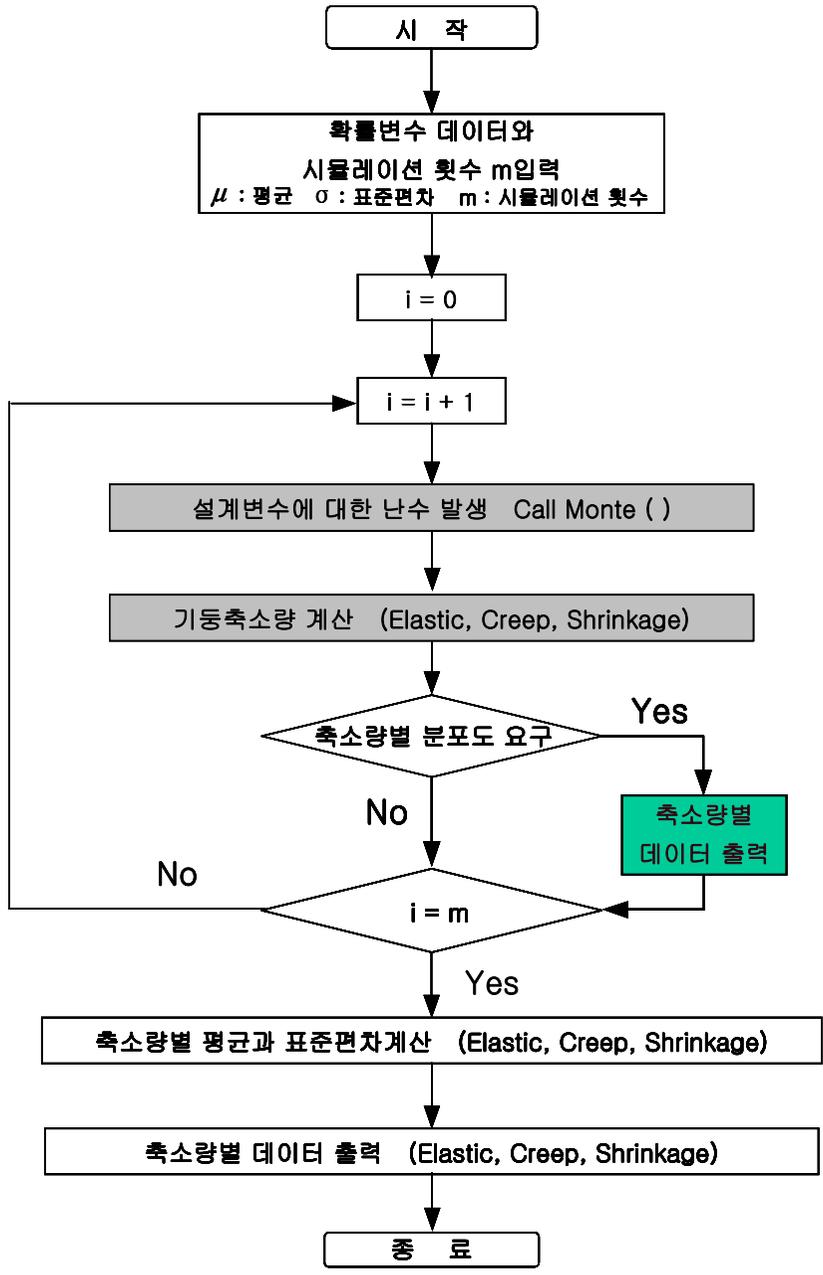


그림 4.1 몬테카를로 시뮬레이션을 이용한
확률론적 기동축소량 프로그램 알고리즘

5. 초고층건물의 해석 예

본 연구에 적용된 예제 건물로는 참고문헌[17]에 있는 70층 철근콘크리트 골조-전단벽 건물을 사용하였다. 그림 5.1은 70층 건물의 평면도이다. 그리고 표 5.1과 표 5.2는 외부기둥과 내부전단벽의 단면특성 및 재료물성치를 나타낸다. 각 층의 시공기간은 층당 8일로 가정하고 있다.

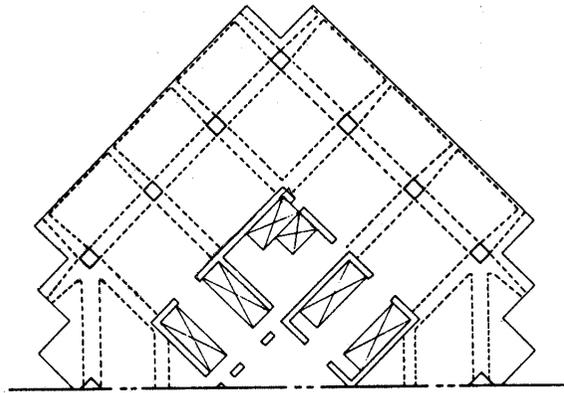


그림 5.1 70층 철근콘크리트 구조물의 평면도

표 5.1 외부기둥의 단면특성 및 물성치

Floor levels	Concrete strength, ksi	Col. size, in.×in.	Gross area, in. ²	Steel area, % of gross area	Floor load,* kips	Volume-to-surface ratio, in.	Ultimate shrinkage, 10 ⁻⁶ in./in.	Specific creep, 10 ⁻⁶ in./in./psi
1-10	8	72×72	5184	2.47	254.7	18.0	800	0.275
11-20	8	72×72	5184	1.23	254.7	18.0		
21-30	8	60×60	3600	2.22	254.7	18.0		
31-40	7	60×60	3600	1.78	254.7	15.0	800	0.300
41-50	6	60×60	3600	1.33	254.7	15.0		
51-62	6	44×44	1936	1.65	254.7	11.0		
63-67	6	32×32	1024	1.22	254.7	8.0		
68-70	6	32×32	1024	1.22	196.8	8.0		

표 5.2 내부전단벽의 단면특성 및 물성치

Floor levels	Concrete strength, ksi	Wall thickness in.	Gross area, in. ²	Steel area, in. ²	Floor load,* kips	Volume-to-surface ratio, in.	Ultimate shrinkage, 10 ⁻⁶ in./in.	Specific creep, 10 ⁻⁶ in./in./psi
1-14	6	24	9936	109.2	245.6	11.34	800	0.350
15-18	6	20	8280	88.9	231.6	9.54		
19-30	6	20	8280	88.9	237.0	9.54		
31-40	6	16	6624	70.0	222.6	7.70		
41-46	4.5	12	6624	70.0	222.6	7.70	800	0.450
47-72	4.5	12	4968	42.0	208.6	5.83		

위의 재료성질을 이용하여 결정론적 방법에 의한 축소량은 CSA(Column Shortening Analysis)프로그램[19]으로 기둥축소량을 산출하며, 확률론적 방법에 의한 기둥축소량은 본 논문에서 개발한 프로그램을 이용하여 산출한다.

5.1 결정론적 방법에 의한 해석

본 연구에 사용된 결정론적 기둥축소량 프로그램은 적용성이 입증된 참고문헌의 CSA프로그램을 사용하였다.

5.1.1 외부기둥과 내부전단벽의 슬래브 타설이후의 축소량 해석

슬래브 타설이후 발생하는 축소량은 보와 슬래브에 부가응력을 유발하거나 파티션과 같은 비구조체 등에 균열을 발생시키게 되는 주요원인이 된다. 따라서 슬래브 타설이후에 발생하는 축소량에 대해서 정확한 추정량을 조사하여 보정해야 한다.

70층 건물의 재료물성치를 이용하여 외부기둥과 내부전단벽의 슬래브 타설이후의 축소량 해석결과는 다음의 그림 5.2와 5.3과 같다.

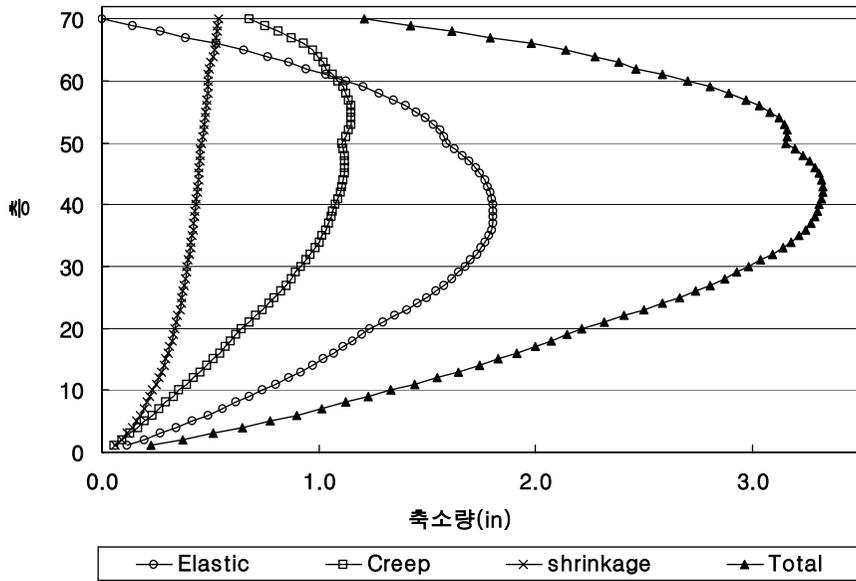


그림 5.2 외부기둥의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량

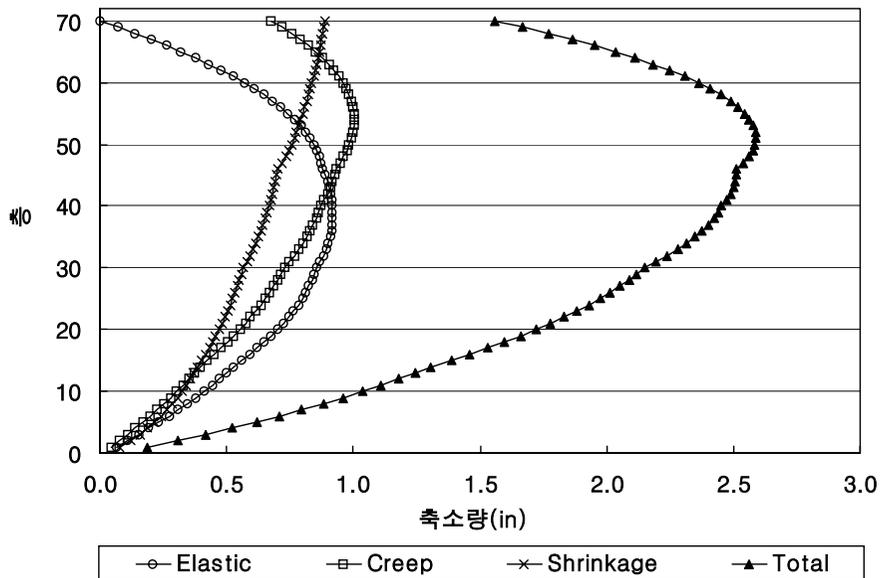


그림 5.3 내부전단벽의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량

그림 5.2는 외부기둥의 결정론적 방법의 축소량 해석결과이다. 그림 5.2와 같이 탄성 축소량의 경우에는 38층에서 최대값을 나타내고 있으며, 크리프 축소량은 55층, 건조수축 축소량은 70층에서 최대값을 나타내고 있다. 하지만 각 축소량의 전체값은 43층에서 최대값을 나타낸다. 이것은 각 축소량별 물성치의 차이에 의해서 증가하는 축소량의 값이 달라지기 때문이다.

그림 5.3의 경우 최대값은 탄성의 경우 39층, 크리프의 경우 54층, 건조수축의 경우는 70층에 나타났으며, 슬래브 타설이후 전체축소량의 최대량은 51층에서 발생한다.

5.1.2 외부기둥과 내부전단벽의 전체축소량 해석

외부기둥과 내부전단벽의 전체축소량은 슬래브 타설이전 시점과 타설이후 시점의 합으로써 기둥축소량의 비교분석시 중요한 기준이 된다. 그림 5.2와 그림 5.3을 슬래브 타설이전 시점에 발생한 축소량의 데이터와 합하여 계산하면 전체축소량의 데이터가 나온다.

그림 5.4는 외부기둥의 축소량 데이터이며, 그림 5.5는 내부전단벽의 축소량 데이터이다. 또한 그림 5.4와 5.5에서는 슬래브 타설이전 시점에 대한 데이터와 각 축소량별 데이터의 타설시점에 따른 계산값을 보여주고 있다.

그림 5.6과 그림 5.7은 결정론적 방법에 의해서 계산된 외부기둥과 내부전단벽의 전체축소량 그래프이다. 그림 5.2와 그림 5.4의 계산값을 합산한 그래프가 그림 5.6이며, 그림 5.3과 그림 5.5의 계산값을 합한 그래프가 그림 5.7이다. 각 그림은 재료의 통계적 특성을 고려치 않고 계산한 결정론적 방법에 의한 값을 나타내고 있다.

그리고 그림 5.6과 그림 5.7의 upto는 슬래브 타설이전의 축소량을 가리키며, subto는 슬래브 타설이후의 축소량을 나타낸다.

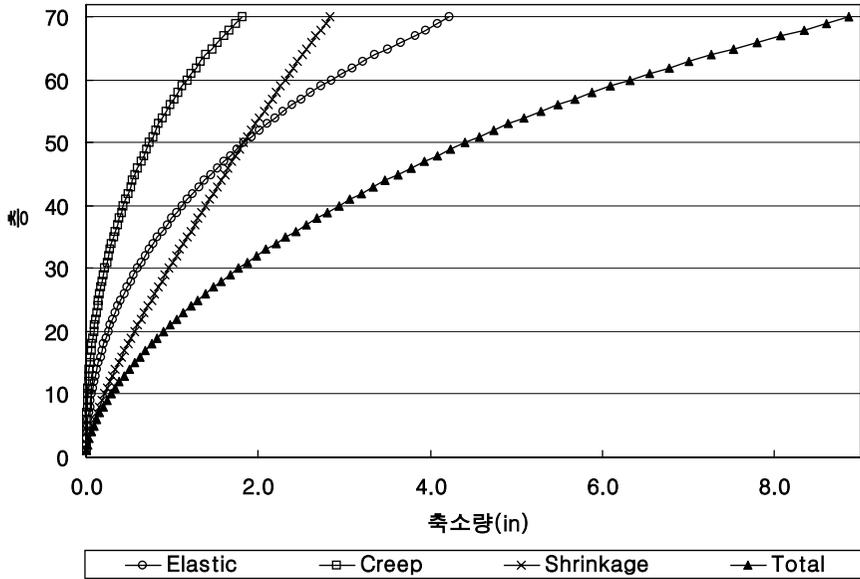


그림 5.4 외부기둥의 슬래브 타설이전 발생하는 축소량

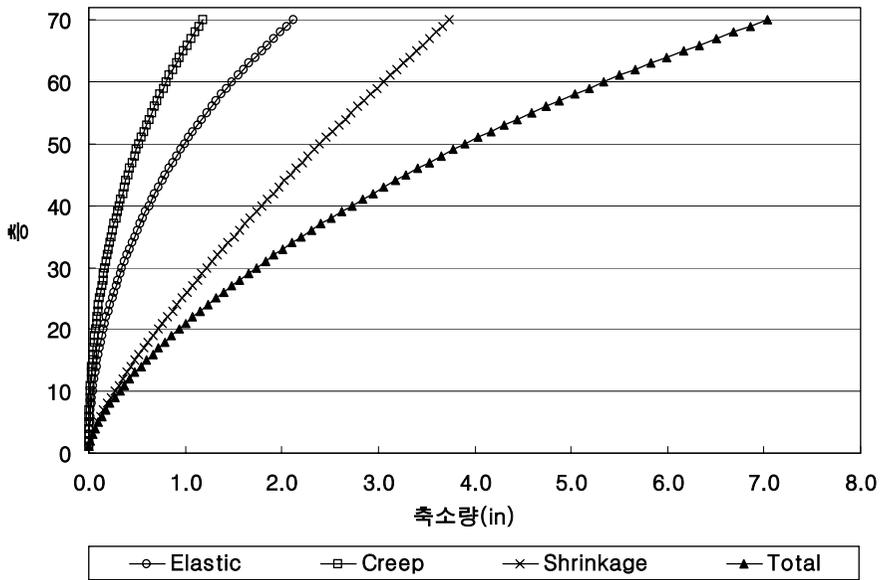


그림 5.5 내부전단벽의 슬래브 타설이전 발생하는 축소량

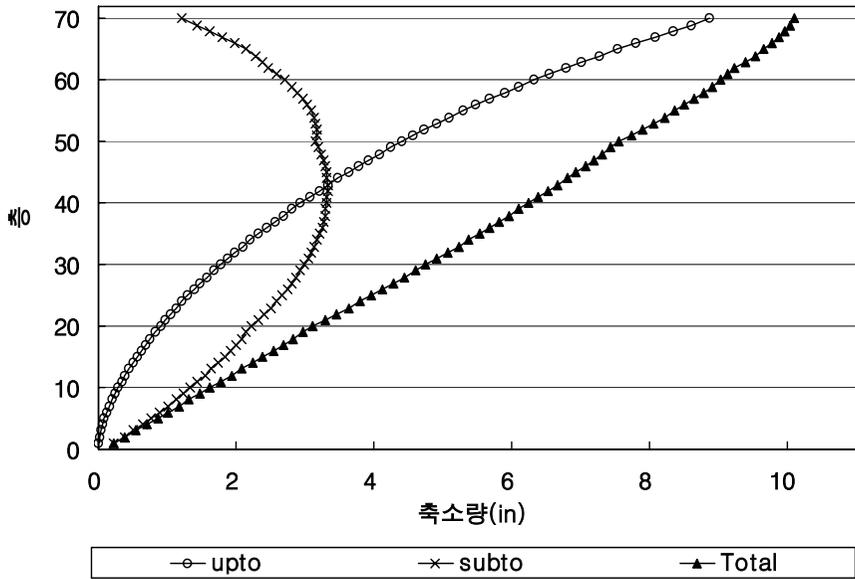


그림 5.6 외부기둥의 전체 축소량

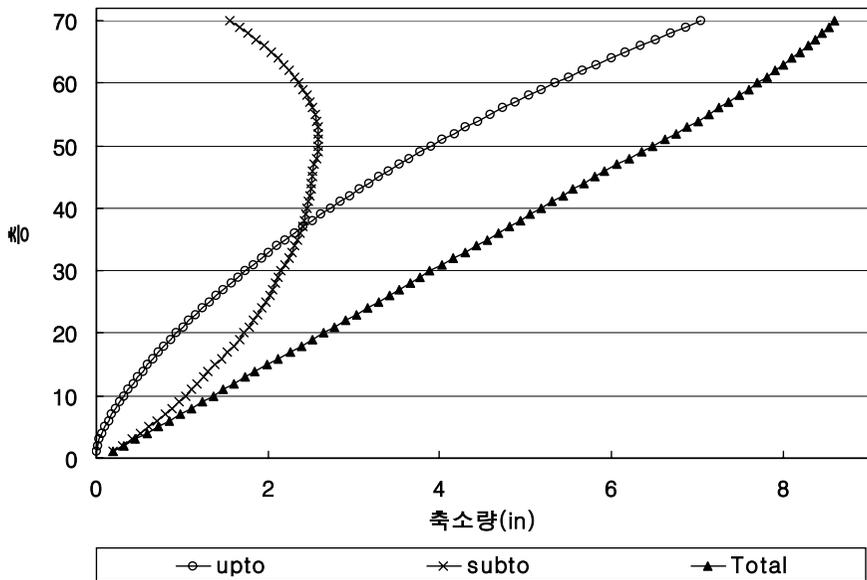


그림 5.7 내부전단벽의 전체 축소량

5.2 확률론적 방법에 의한 해석

콘크리트 강도, 크리프계수, 건조수축계수의 3가지 확률변수를 가정하여 개발된 확률론적 기동축소량 해석프로그램의 적용성을 검토하기 위해서 70층 철근콘크리트 예제건물의 축소량을 분석한다. 예제건물에서 산출된 각 축소량별 평균과 표준편차를 이용하여 신뢰구간별 축소량의 변화량을 비교한다.

5.2.1 시뮬레이션 반복수와 정확성

확률론적 방법에 의한 해석의 정확성을 검증하기 위해서 결정론적 방법에 의해서 산출된 축소량의 값과 비교·분석할 필요가 있다. 따라서 몬테카를로 기법의 정확성을 검증하기 위해 결정론적 방법에 의한 축소량값에 수렴하는지 여부와 시뮬레이션의 반복수에 따른 축소량의 변화도를 분석한다.

그림 5.8~그림 5.10은 몬테카를로 시뮬레이션에 따른 외부기둥의 축소량별 변화도를 나타내고 있으며 그림 5.11~그림 5.13은 내부전단벽에 대한 시뮬레이션 횟수에 따른 축소량의 변화도를 나타내고 있다. 각 그림에서 볼 수 있듯이 한가지의 변화선과 일정한 직선이 나타나 있다. 일정하게 나타난 직선이 결정론적 방법에 의해서 산출된 기동축소량의 값이다. 그리고 가위선의 표시를 한 선은 확률론적 방법에 의해서 구한 값으로 시뮬레이션의 횟수에 따라 어떻게 결정론적 방법에 의한 축소량값에 수렴해 가는지를 볼 수가 있다. 각 축소량별로 살펴보게 되면 반복수 2000회 이상에서부터 결정론적 방법의 축소량과 일치하고 있음을 알 수 있다. 하지만 몬테카를로 기법의 임의성을 배제하기 위해서 실제 산출에 사용된 횟수는 10000회를 기준으로 하였다.

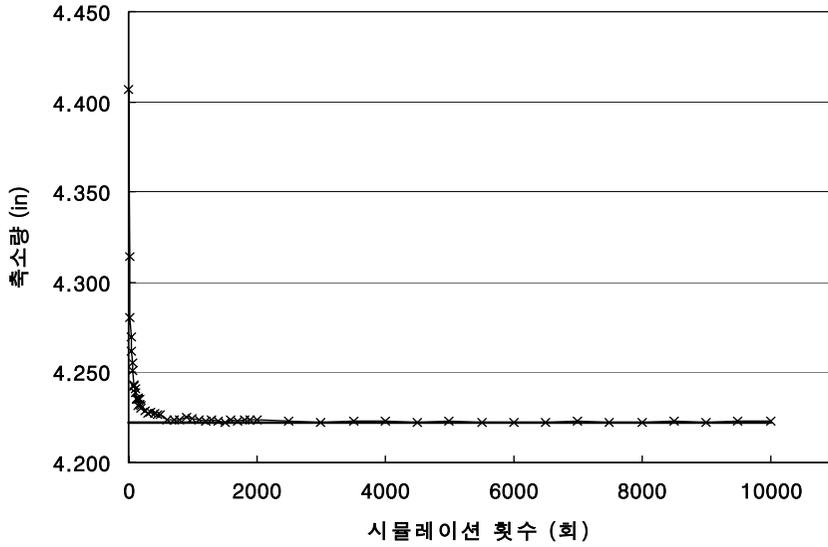


그림 5.8 몬테카를로 시뮬레이션의 의한
외부기동의 탄성 축소량의 변화도

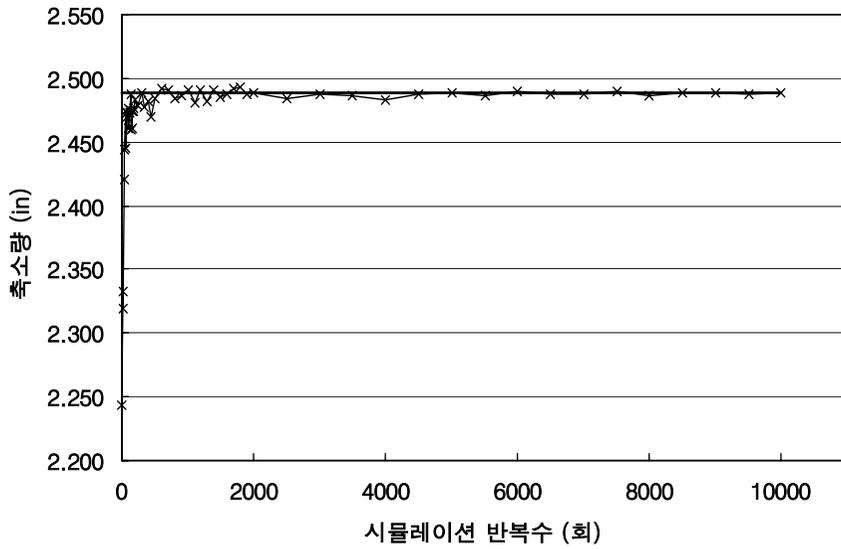


그림 5.9 몬테카를로 시뮬레이션의 의한
외부기동의 크리프 축소량의 변화도

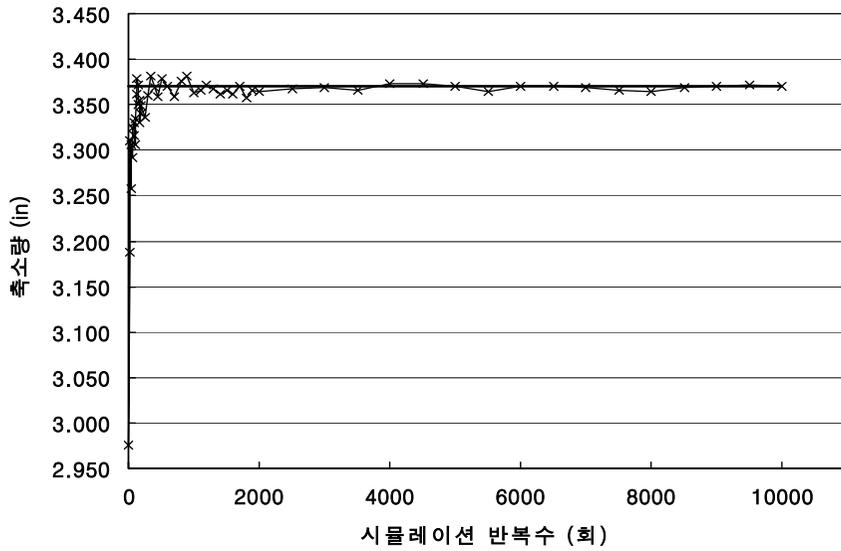


그림 5.10 몬테카를로 시뮬레이션에 의한
외부기둥의 건조수축 축소량의 변화도

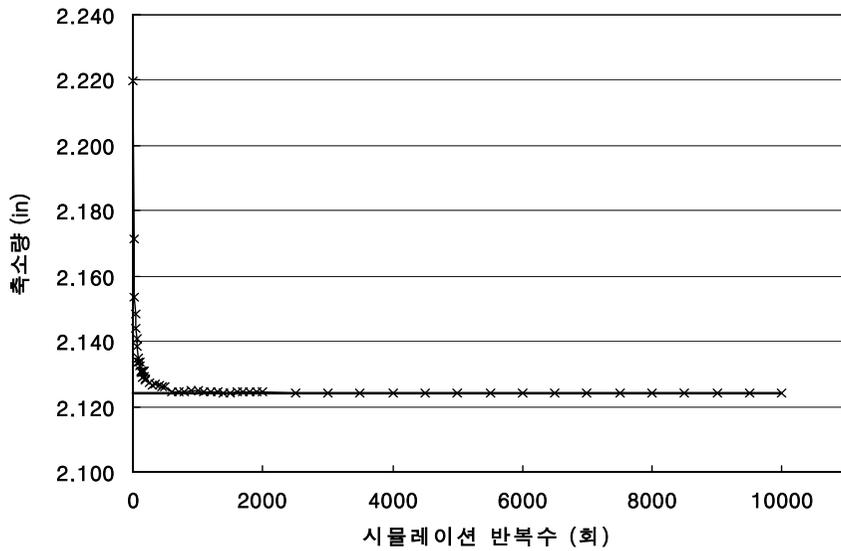


그림 5.11 몬테카를로 시뮬레이션에 의한
내부전단벽의 탄성 축소량의 변화도

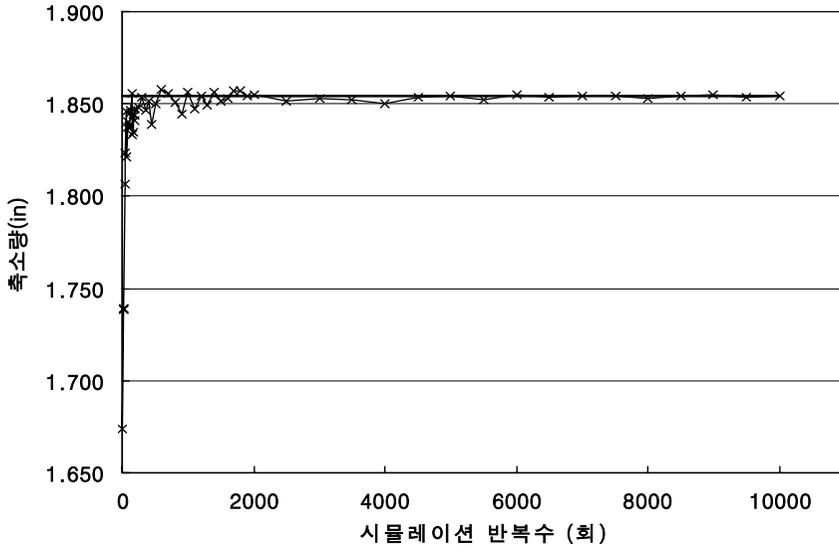


그림 5.12 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 내부전단벽의 크리프 축소량의 변화도

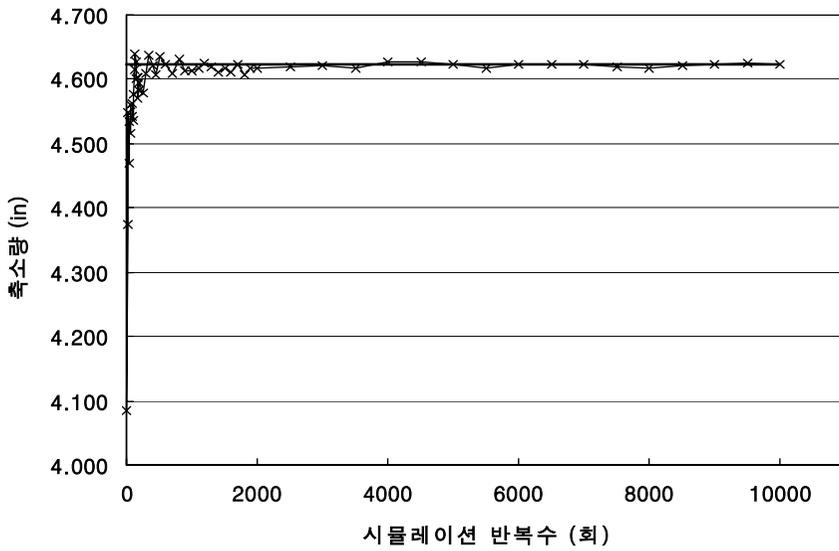


그림 5.13 몬테카를로 시뮬레이션에 의한 내부전단벽의 건조수축 축소량의 변화도

5.2.2 시뮬레이션 반복수와 해석시간과의 관계

몬테카를로 기법을 이용한 기동축소량 예측시 시뮬레이션의 반복수가 많을수록 소요시간도 그만큼 늘어나게 된다. 그림 5.14는 몬테카를로 시뮬레이션을 수행하는데 소요된 시간과 시뮬레이션의 반복수의 관계를 나타낸 그림이다.

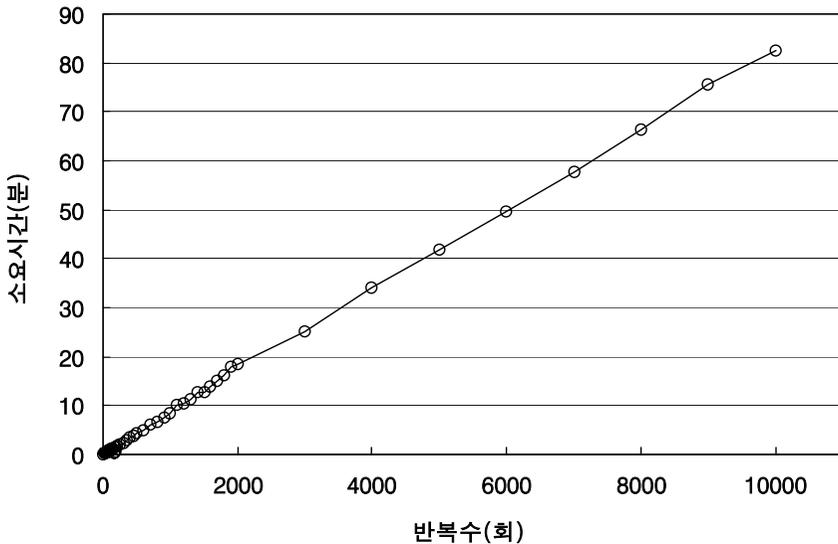


그림 5.14 시뮬레이션 횟수에 따른 프로그램 소요시간

그림 5.14에서 시뮬레이션 반복수 10회에 대한 소요시간은 약 5초 정도 소요된다. 이를 식으로 나타내면 식 (5.1)과 같다. 이 식을 통해 시뮬레이션 반복수 10000회에 대한 소요시간을 구하면 83분이 나오게 되는데, 실제 반복수 10000회에 대한 소요시간은 82.5분이 나왔다. 이를 통해 각 시뮬레이션 횟수에 대한 소요시간을 예상할 수 있다.

$$t = \frac{1}{120} m \pm \varepsilon \quad (5.1)$$

여기서 t 는 소요시간(분)이며, m 은 시뮬레이션 반복수이며, ϵ 은 소요시간에 대한 오차값으로 ± 3 분을 넘지 않는 것으로 나타났다. 그리고 참고로 이 프로그램을 수행하는데 사용된 컴퓨터 사양은 다음과 같다.

CPU는 Intel MMX-223 과 Ram은 64M를 사용하였으며 나머지 하드웨어는 프로그램 수행시간과 직접적인 상관관계가 없으므로 생략하도록 한다.

5.2.3 확률론적 방법에 의한 슬래브 타설이후 축소량 해석

슬래브 타설이후 축소량 해석의 중요성은 이미 5.1.1절에서 언급하였다. 여기서는 확률론적 해석을 수행하여 얻은 결과들으로써 데이터의 정확성을 확보하기 위해서 시뮬레이션 반복수 10000회에 대해서 계산을 수행하였다. 또한 슬래브 타설이후 발생하는 최대부등축소량은 그림 5.15와 같다. 확률론적 방법에 의한 슬래브 타설이후 최대 부등축소량의 계산순서는 다음과 같다. 먼저 결정론적 방법에 의한 슬래브 타설이후 축소량 계산값에서 외부기둥과 내부전단벽의 부등축소량이 최대가 되는 층을 파악한다. 그리고 최대가 되는 층에 대해서 확률론적 방법에 의한 슬래브 타설이후의 축소량을 구해준다. 이렇게 함으로써 확률론적 방법에 의한 최대 부등축소량이 발생하는 층의 결과값을 얻는다.

그림 5.15는 결정론적 방법에 의해서 구한 슬래브 타설이후의 부등축소량 그래프이다. 이 그래프에서 최대 부등축소량은 36층에서 생기는 것을 알 수 있다.

그림 5.16~그림 5.21의 그래프는 36층의 슬래브 타설이후 축소량에 대한 10000개의 데이터를 히스토그램으로 나타내고 있다. 이를 근거로 하여 각 축소량에 대한 평균을 계산하였으며, 계산된 평균을 나타낸 그림이 그림 5.22와 그림 5.23이다. 각 그림은 외부기둥과 내부전단벽의 슬래브 타설이후 시점에 대한 축소량 그래프이다.

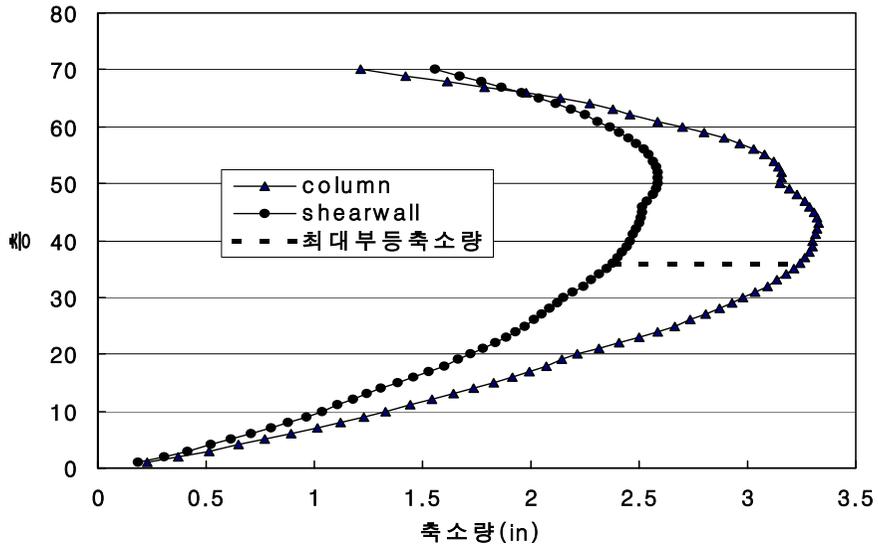


그림 5.15 결정론적 방법에 의한 슬래브 타설이후의 최대 부등축소량 발생층

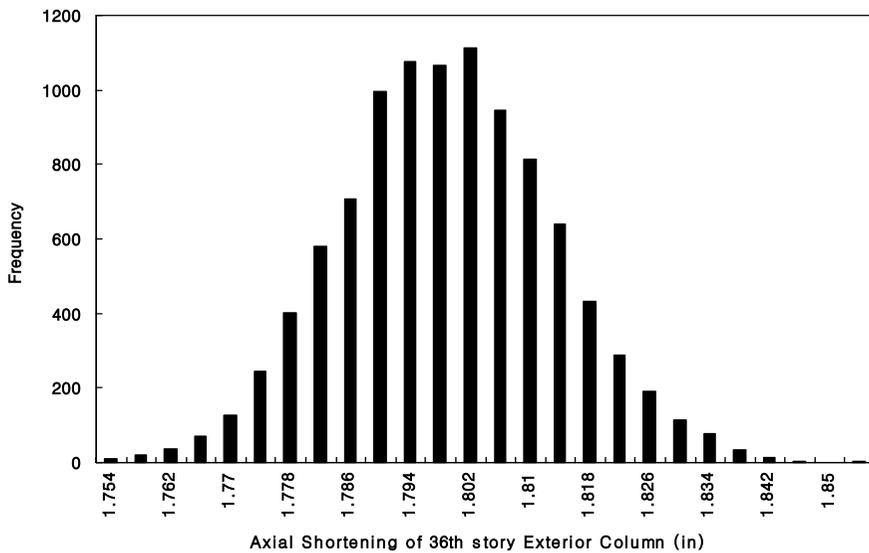


그림 5.16 시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 외부기둥의 탄성 축소량 히스토그램

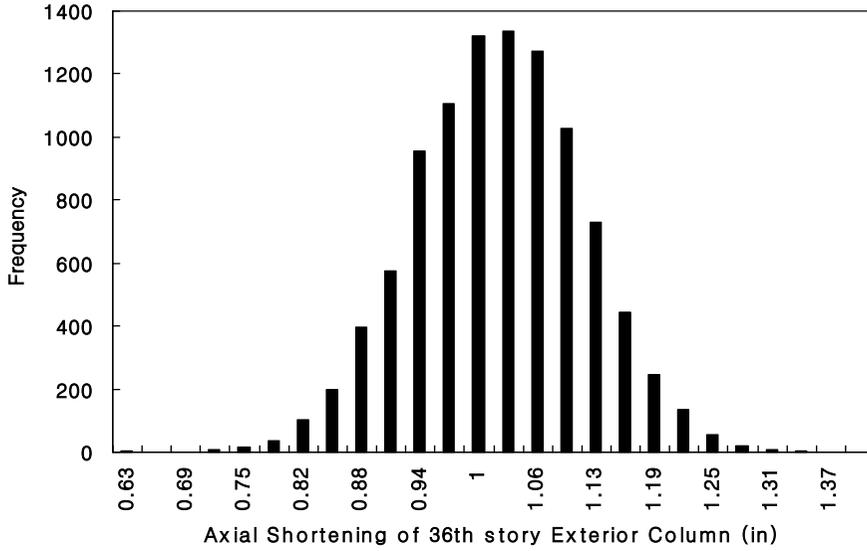


그림 5.17 시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 외부기둥의 크리프 축소량 히스토그램

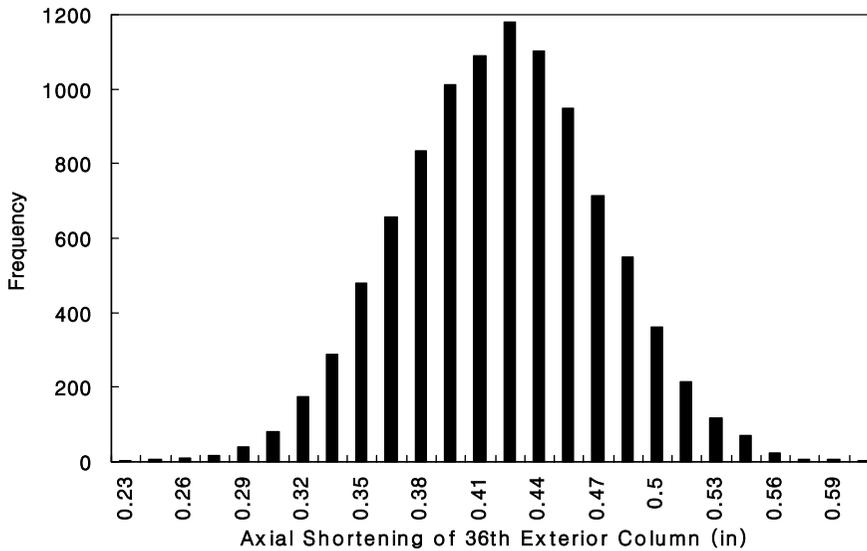


그림 5.18 시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 외부기둥의 건조수축 축소량 히스토그램

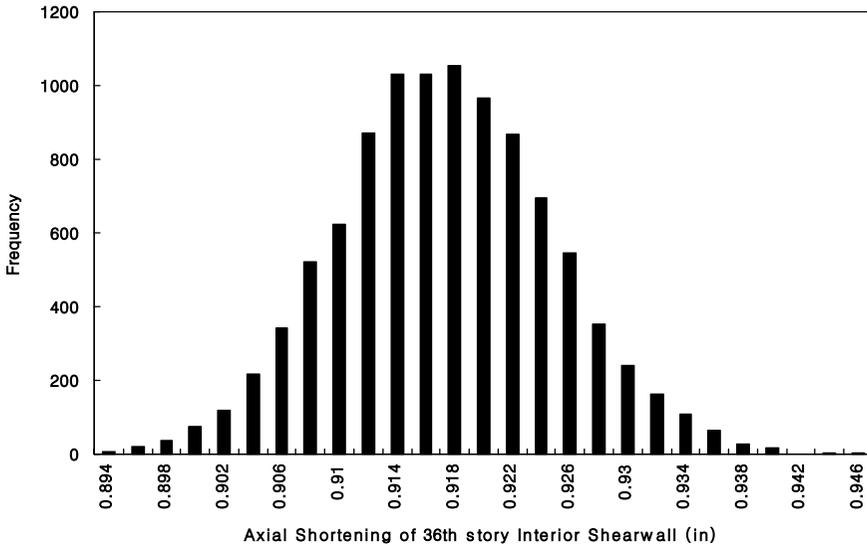


그림 5.19 시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 내부전단벽의 탄성 축소량 히스토그램

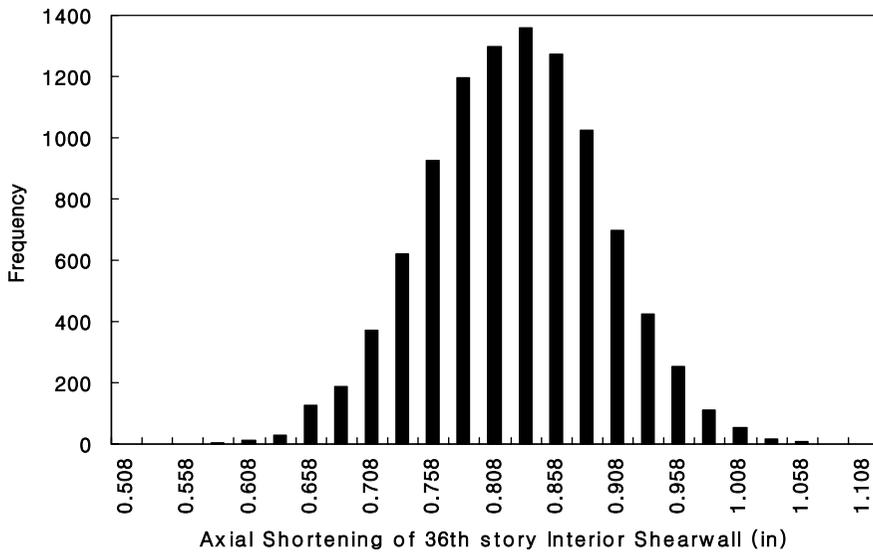


그림 5.20 시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 내부전단벽의 크리프 축소량 히스토그램

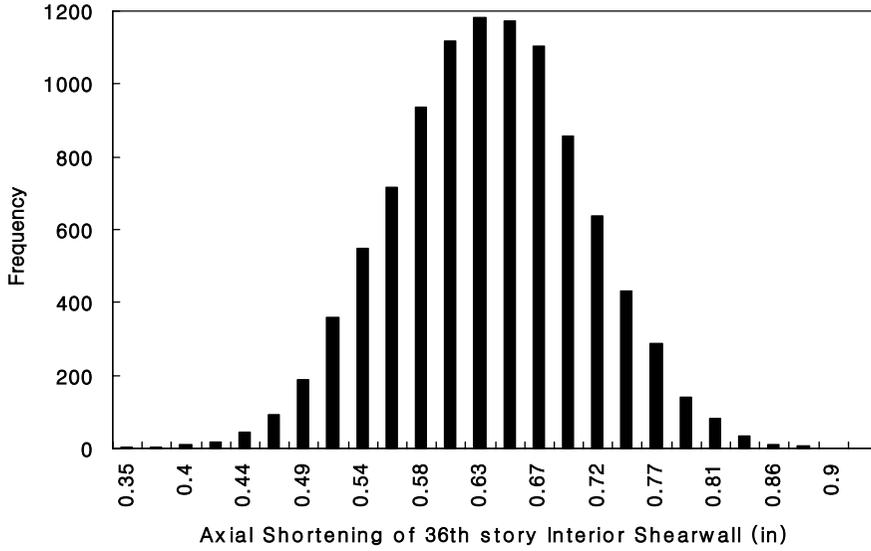


그림 5.21 시뮬레이션 10000회에 대한 슬래브 타설이후의 내부전단벽의 건조수축 축소량 히스토그램

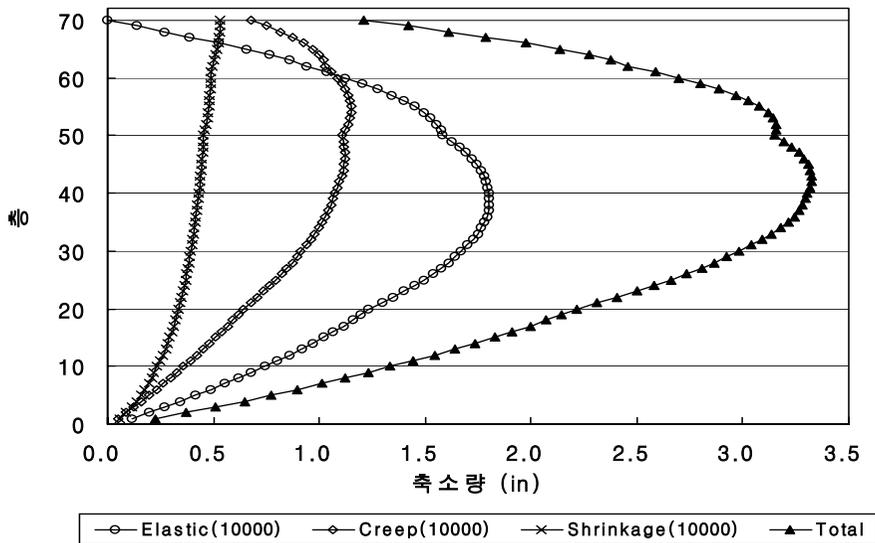


그림 5.22 확률론적 방법에 의한 외부기둥의 슬래브 타설이후 발생하는 축소량

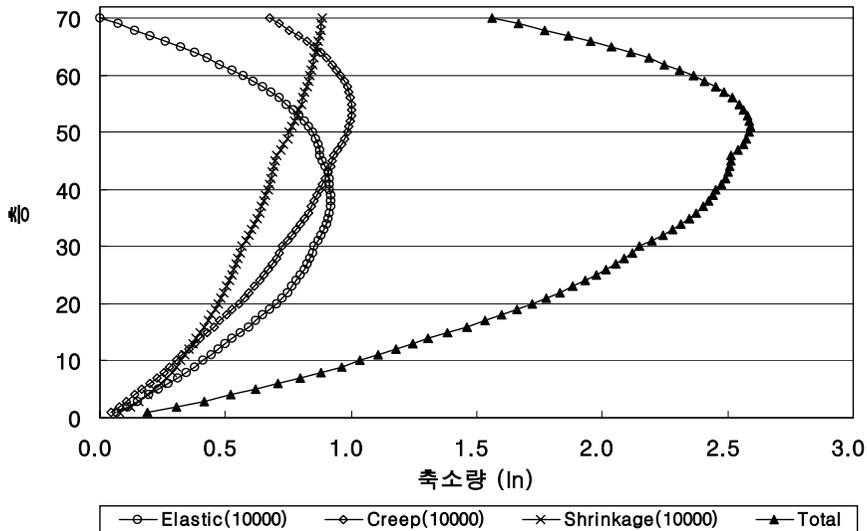


그림 5.23 확률론적 방법에 의한 내부전단벽의
슬래브 타설이후 발생하는 축소량

5.2.4 확률론적 방법에 의한 전체축소량 해석

확률론적 방법에 의한 전체축소량의 해석은 결정론적 방법의 전체축소량과 마찬가지로 슬래브 타설이전의 축소량과 슬래브 타설이후의 축소량의 합과 같다.

이 절에서는 전체축소량에 대한 히스토그램과 슬래브 타설이전의 축소량을 조사한다. 그리고 앞 절에서 보인 슬래브 타설이후의 축소량과의 합으로 전체축소량의 그래프를 나타낸다. 전체축소량의 해석에서도 슬래브 타설이후의 축소량과 마찬가지로 데이터의 정확성을 기하기 위해서 시물레이션의 횟수를 10000회로 하였다.

그림 5.24~그림 5.29는 외부기둥과 내부전단벽에 대한 각 축소량별 히스토그램을 나타낸 것이고, 그림 5.30과 그림 5.31은 슬래브 타설이전에 발생한 축소량을 나타낸 그래프이다. 그리고 전체축소량의 그래프는 그림 5.32와 그림 5.33에 나타내었다.

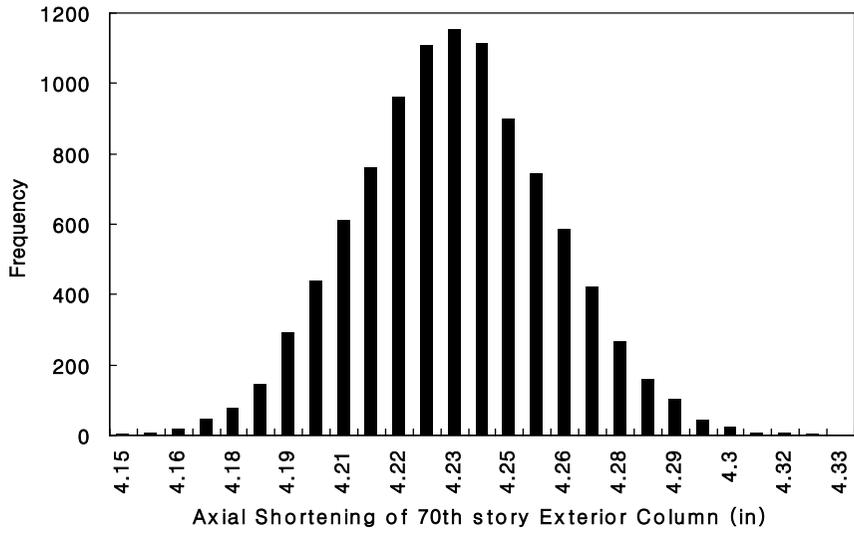


그림 5.24 시뮬레이션 10000회에 대한
외부기둥의 전체 탄성 축소량 히스토그램

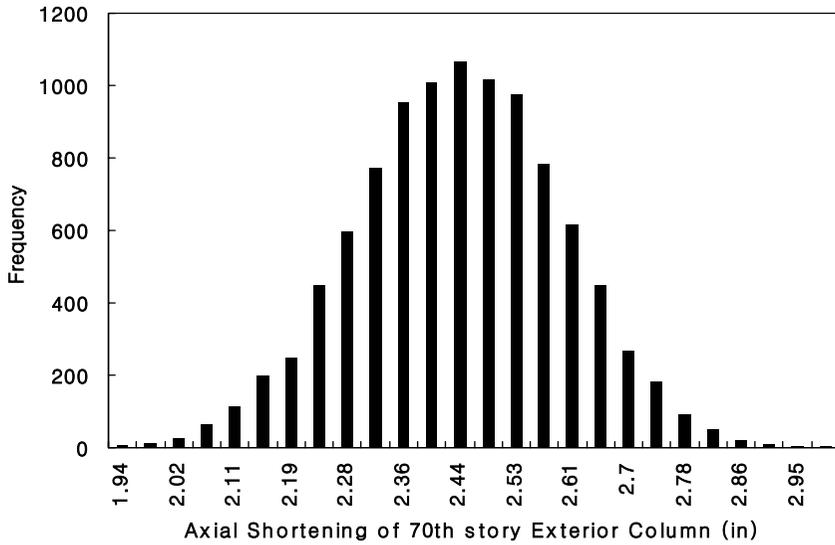


그림 5.25 시뮬레이션 10000회에 대한
외부기둥의 전체 크리프 축소량 히스토그램

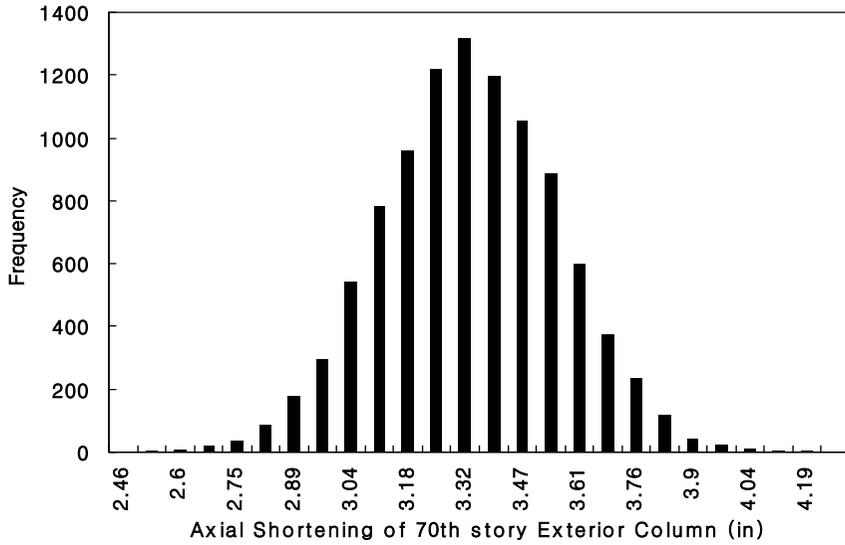


그림 5.26 시뮬레이션 10000회에 대한
외부기둥의 전체 건조수축 축소량 히스토그램

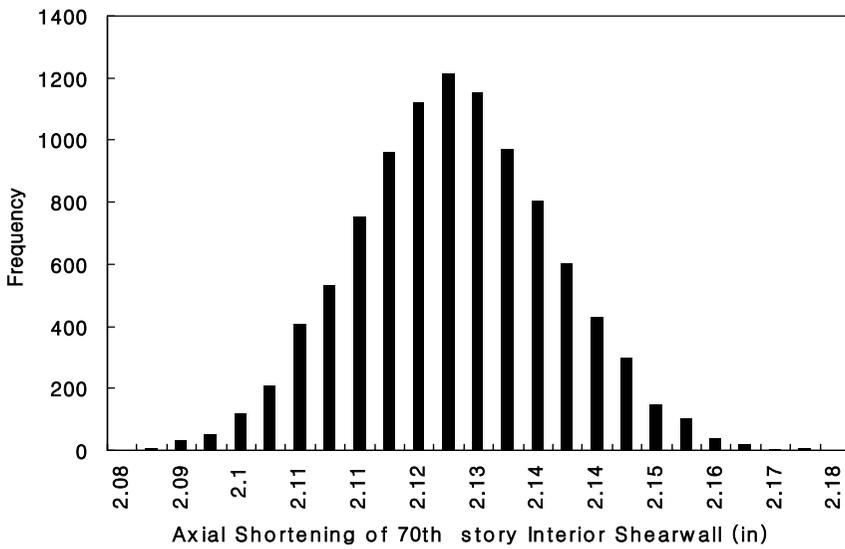


그림 5.27 시뮬레이션 10000회에 대한
내부전단벽의 전체 탄성 축소량 히스토그램

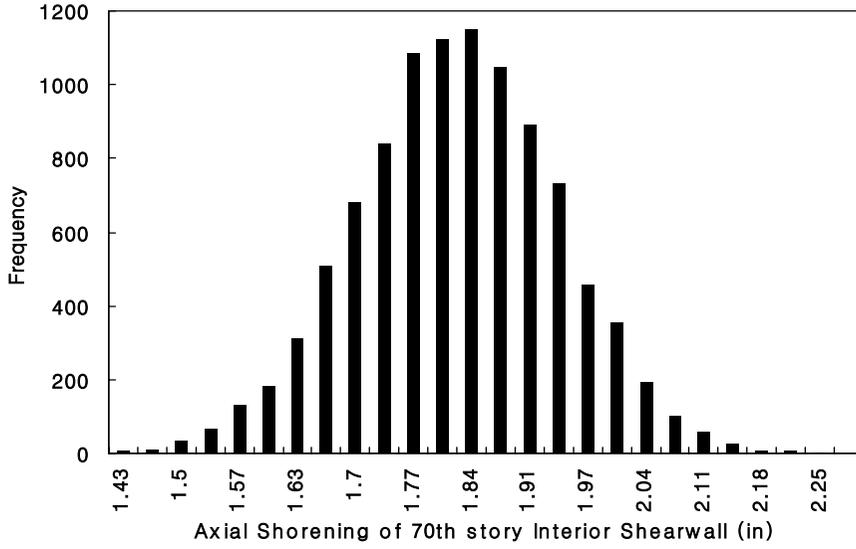


그림 5.28 시뮬레이션 10000회에 대한
내부전단벽의 전체 크리프 축소량 히스토그램

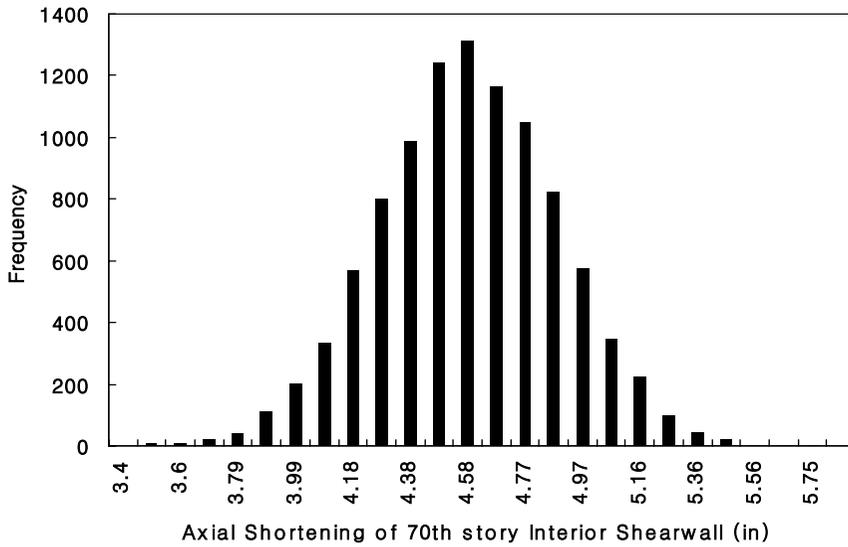


그림 5.29 시뮬레이션 10000회에 대한
내부전단벽의 전체 건조수축 축소량 히스토그램

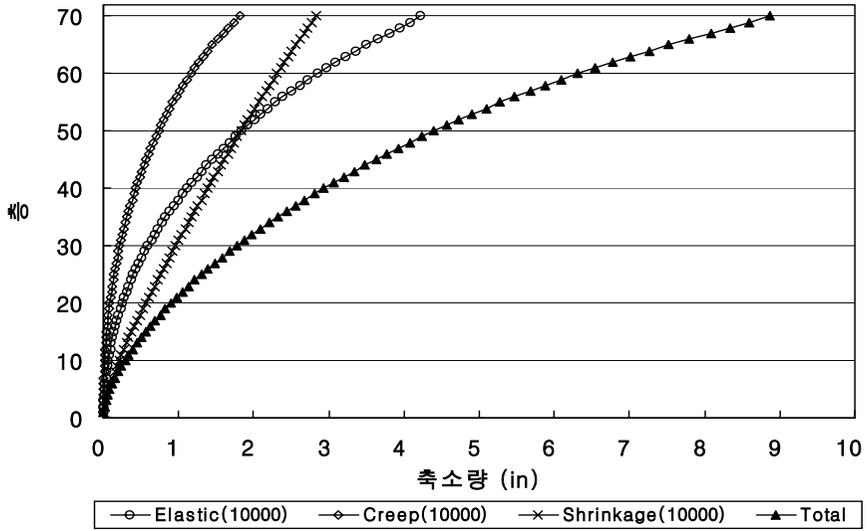


그림 5.30 확률론적 방법에 의한 외부기둥의
슬래브 타설이전 발생하는 축소량

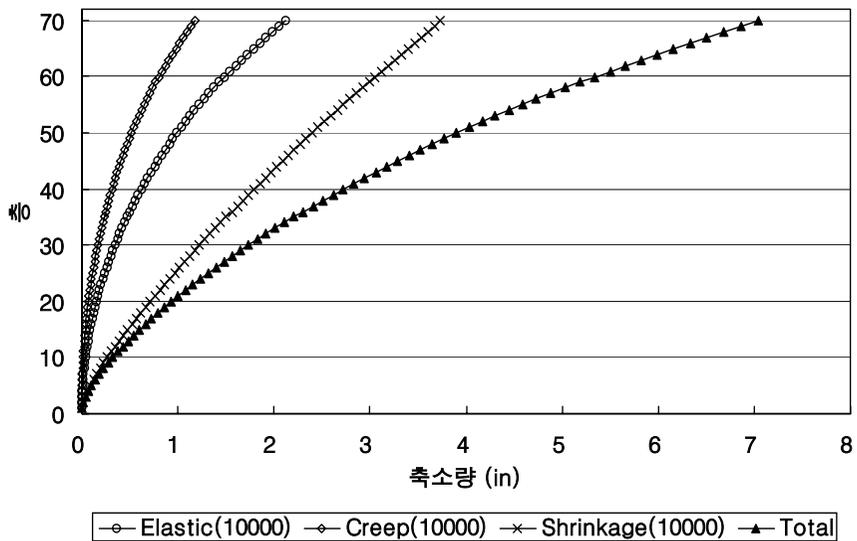


그림 5.31 확률론적 방법에 의한 내부전단벽의
슬래브 타설이후 발생하는 축소량

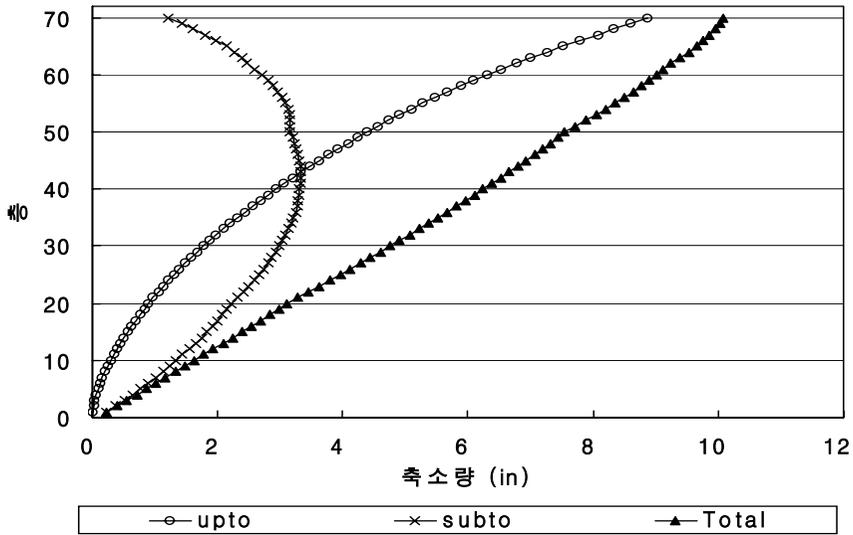


그림 5.32 확률론적 방법에 의한 외부기동의 전체 축소량

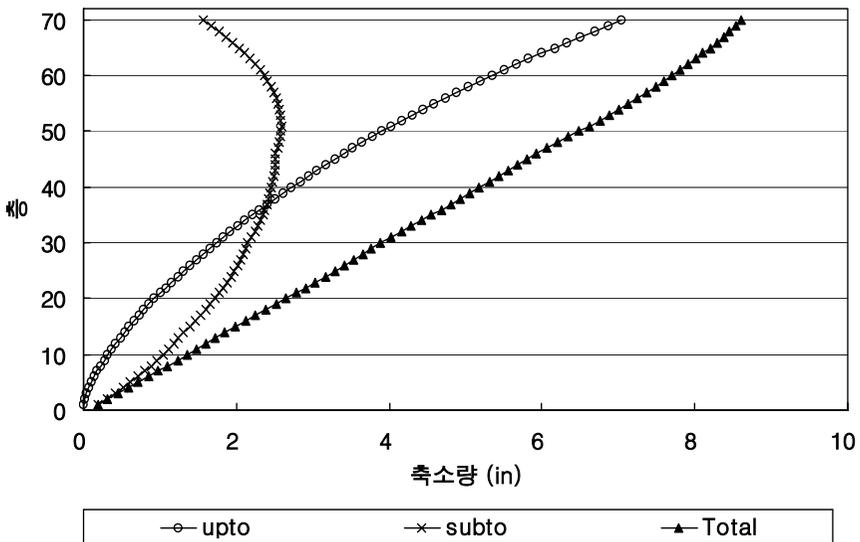


그림 5.33 확률론적 방법에 의한 내부전단벽의 전체 축소량

5.2.5 신뢰구간별 축소량

앞 절에서는 확률론적 방법에 의해서 산출한 데이터를 바탕으로 구조체별, 축소량별로 히스토그램을 산출해 내었다. 10000회의 시뮬레이션 횟수를 바탕으로한 각 축소량별 평균값과 분산값은 신뢰구간별 축소량의 범위를 조사하는데 기초가 된다.

결정론적 방법에 의한 축소량의 값은 실제 구조물에서 일어날 수 있는 축소량에 대한 예측치이며, 초고층 구조물에서 일어나는 축소량의 결과는 예상되는 축소량의 범위를 벗어나는 일이 발생할 수도 있다. 따라서 이 절에서는 확률론적 방법에 의해서 구한 각 축소량별 데이터를 기초로해서 신뢰구간의 폭에 따라 축소량의 변화도를 나타내며, 결정론적 방법에 의해서 산출된 축소량과 비교하기 위해 신뢰구간별 최대축소량과 최소축소량의 범위를 분석한다.

표 5.3은 70층 초고층 구조물에서 발생하는 전체축소량에 대한 히스토그램 분석 결과이다. 표 5.4는 슬래브 타설이후에 발생하는 축소량에 대한 데이터를 정리한 것으로, 슬래브 타설이후 발생하는 축소량의 최대값은 이미 5.2.3절에서 구한바와 같이 36층에서 발생한다.

표 5.3 각 축소량별 전체축소량의 히스토그램 데이터 분석 (단위:in)

	Exterior Column			Interior Shearwall		
	Elastic	Creep	Shrinkage	Elastic	Creep	Shrinkage
평균	4.236	2.464	3.373	2.132	1.838	4.627
표준편차	0.025	0.154	0.224	0.013	0.118	0.307

표 5.4 각 축소량별 슬래브 타설이후 발생하는
최대축소량의 히스토그램 데이터 분석 (단위:in)

	Exterior Column			Interior Shearwall		
	Elastic	Creep	Shrinkage	Elastic	Creep	Shrinkage
평균	1.799	1.023	0.419	0.917	0.824	0.634
표준편차	0.014	0.090	0.051	0.007	0.072	0.075

표 5.3과 표 5.4의 데이터를 기준으로 각 신뢰구간별 축소량의 범위를 산출할 수 있다. 각 축소량의 데이터를 조합하여 축소량별 신뢰구간의 폭에 따라 그림 5.34와 같은 신뢰수준을 얻게 된다. 이 정규분포의 그래프는 각 신뢰구간별로 차지하는 신뢰수준을 보여주고 있으며, 신뢰구간이 $\mu \pm 2\sigma$ 일 때의 신뢰수준은 0.9544로써 95.44%의 확률적 분포를 보여주게 된다.

이러한 신뢰구간의 개념을 각 축소량별 통계적 데이터의 값과 부합시켜 실제 구조물에 발생할 수 있는 축소량의 범위를 추정할 수 있다.

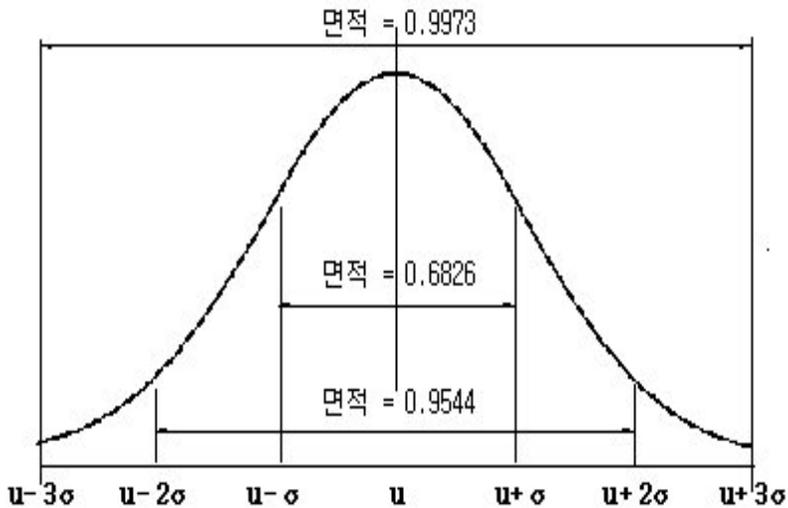


그림 5.34 신뢰수준에 따른 정규분포의 확률

공학에서 신뢰수준의 정의는 일반적으로 95%정도로 계산하고 있다. 이는 확률적으로 완전한 구조물의 완성이 없음을 나타내기도 한다. 하지만 본 연구에서는 신뢰구간의 폭에 따라 변화하는 축소량의 범위를 예측하기 위해서 축소량별로 $\pi\pm\sigma$, $\mu\pm 1.645\sigma$, $\mu\pm 2\sigma$ 를 사용하였다. 각 신뢰구간에 따른 신뢰수준은 68%, 90%, 95%의 신뢰수준을 갖도록 하였다. 표 5.5와 표 5.6에서는 각 신뢰구간에 대한 축소량의 상한값과 하한값을 계산해 놓았다. 표 5.5는 신뢰구간별 슬래브 타설이후 발생한 축소량이며, 표 5.6은 신뢰구간별 전체축소량을 나타낸다.

표 5.5에서 확률론적 방법에 의한 외부기둥의 탄성, 크리프, 건조수축에 대한 변화량을 살펴보면 보면, $\mu\pm 2\sigma$ 의 탄성축소량의 경우 변화범위는 1.770in에서 1.827in로 실제 결정론적 방법에서 제시하지 못하는 축소량의 변화범위를 예측할 수 있다. 이러한 결과는 크리프, 건조수축 축소량에서도 마찬가지로 나타나고 있음을 알 수 있다. 외부기둥의 크리프의 경우 $\mu\pm 2\sigma$ 일 때, 축소량의 변화범위는 0.844in에서 1.202in로 축소량이 변화할 수 있음을 보이고 있다.

외부기둥에서 구한바와 같이 내부전단벽에 대해서도 마찬가지로 축소량의 변동범위를 알 수 있다. 따라서 외부기둥과 내부전단벽의 축소량의 변동범위를 상한값과 하한값으로 지정할 수 있다. 이러한 결과에서 외부기둥과 내부전단벽의 슬래브 타설이후 확률론적 최대 부등축소량을 예측할 수 있다.

표 5.6에서는 외부기둥과 내부전단벽의 전체축소량을 확률론적 방법으로 해석한 결과이다. 표 5.6의 외부기둥의 데이터에서 $\mu\pm 2\sigma$ 의 전체축소량의 변화는 9.268in에서 10.879in의 범위가 생길 수 있음을 알 수 있다. 그리고 내부 전단벽의 전체축소량의 경우 7.722in에서 9.472in로 변화의 범위를 알 수 있다. 이러한 결과에서 최대 부등축소량은 외부기둥의 10.879in와 내부 전단벽의 7.722in의 차로 계산된다. 따라서 표 5.5와 표 5.6에서 해석한 결과를 바탕으로 확률론적 기둥축소량의 부등축소량을 예측할 수 있다.

표 5.5 신뢰구간별 슬래브 타설이후 축소량 (단위:in)

Kind of Shortening			Confidence Interval		
			$\mu + \sigma$ $\leq X \leq$ $\mu - \sigma$ (68.26%)	$\mu + 1.645\sigma$ $\leq X \leq$ $\mu - 1.645\sigma$ (90%)	$\mu + 2\sigma$ $\leq X \leq$ $\mu - 2\sigma$ (95.44%)
Exterior Column	Elastic	upper	1.813	1.822	1.827
		lower	1.785	1.775	1.770
	Creep	upper	1.113	1.170	1.202
		lower	0.933	0.876	0.844
	Shrinkage	upper	0.471	0.504	0.522
		lower	0.368	0.335	0.317
	Total	upper	3.397	3.496	3.551
		lower	3.086	2.986	2.931
Interior Shearwall	Elastic	upper	0.925	0.930	0.932
		lower	0.910	0.905	0.902
	Creep	upper	0.895	0.941	0.967
		lower	0.752	0.706	0.680
	Shrinkage	upper	0.710	0.758	0.785
		lower	0.559	0.510	0.483
	Total	upper	2.53	2.629	2.684
		lower	2.221	2.121	2.065

표 5.6 신뢰구간별 전체 축소량

(단위:in)

Kind of Shortening		Confidence Interval	$\mu + \sigma$ $\leq X \leq$ $\mu - \sigma$ (68.26%)	$\mu + 1.645\sigma$ $\leq X \leq$ $\mu - 1.645\sigma$ (90%)	$\mu + 2\sigma$ $\leq X \leq$ $\mu - 2\sigma$ (95.44%)
Exterior Column	Elastic	upper	4.261	4.277	4.286
		lower	4.212	4.196	4.187
	Creep	upper	2.618	2.718	2.773
		lower	2.309	2.210	2.155
	Shrinkage	upper	3.597	3.741	3.820
		lower	3.150	3.005	2.926
	Total	upper	10.476	10.736	10.879
		lower	9.671	9.411	9.268
Interior Shearwall	Elastic	upper	2.145	2.153	2.158
		lower	2.118	2.110	2.105
	Creep	upper	1.956	2.032	2.073
		lower	1.721	1.645	1.603
	Shrinkage	upper	4.934	5.132	5.241
		lower	4.320	4.123	4.014
	Total	upper	9.035	9.317	9.472
		lower	8.159	7.878	7.722

5.3 결정론적 방법과 확률론적 방법의 비교분석

5.3.1 슬래브 타설이후 축소량의 비교

확률론적 축소량해석의 정확성을 알아보기 위해서 결정론적 방법의 데이터 결과와 비교할 필요가 있다. 이 절에서는 확률론적 방법으로 해석한 슬래브 타설이후 축소량과 결정론적 방법으로 해석한 슬래브 타설이후 축소량의 값을 비교한다.

슬래브 타설이후의 축소량을 초고층 예제건물 36층의 데이터 값을 다음과 같이 비교해 놓았다. 표 5.7에서 외부기둥과 내부전단벽의 축소량을 비교해보면 각 축소량별 데이터의 정확도는 99%이상을 상회하고 있다. 표에서 보듯이 외부기둥의 결정론적 방법의 탄성축소량이 1.793in이며, 확률론적 방법의 값이 1.799in로 99%이상의 정확성을 보이고 있다. 이러한 정확성은 다른 축소량의 비교에서도 나타나고 있다.

표 5.7 결정론적 방법과 확률론적 방법의
슬래브 타설이후의 축소량 비교 (단위 : in)

	Exterior Column			Interior Shearwall		
	Elastic	Creep	Shrinkage	Elastic	Creep	Shrinkage
결정론적 방법	1.793	1.031	0.419	0.914	0.829	0.634
확률론적 방법	1.799	1.023	0.419	0.917	0.824	0.634

기둥축소량의 최대변화량을 알기 위해서 표 5.5의 2σ 에 대한 축소량의 변화를 관찰해 보면 표 5.8과 같다. 표 5.8은 각 축소량에 대한 비율을 신뢰성해석한 결과와 결정론적 방법에 의한 결과의 증감에 대한 비율을 나타내고 있다. 외부기둥의 탄성축소량을 비교해보면 결정론적 방법의 결과값은 표 5.7에서 1.793in를 얻을 수 있다. 이것을 표 5.5의 외부기둥의 상한값인 1.813in와 비교해보면 1.9%의 증가가 있다는 것을 알 수 있다.

축소량별로 비교해 볼 경우 크리프와 건조수축에 대한 값의 증가율이 탄성축소량에 의한 증가율보다 훨씬 더 크다. 이것은 확률변수의 변동계수를 가 탄성보다는 크리프와 건조수축에서 더 큰 값을 적용했기 때문이다.

표 5.8 슬래브 타설이후의 결정론적 방법과 신뢰구간별 축소량의 비교

	Exterior Column			Interior Shearwall		
	Elastic	Creep	Shrinkage	Elastic	Creep	Shrinkage
+2σ	1.9%	16.6%	24.6%	2.0%	16.6%	23.8%

5.3.2 전체축소량의 비교

전체축소량에 대해서 결정론적 방법과 확률론적 방법의 비교를 위해서 70층의 축소량 데이터를 기준으로하여 비교한다. 결정론적 방법에서 산정한 값과 확률론적 방법에 의해서 계산한 시뮬레이션의 평균값을 비교함으로써 프로그램의 정확성을 확인할 수 있으며, 신뢰구간별 증감을 비교한다.

표 5.9는 결정론적 방법과 확률론적 방법의 70층에 대한 전체축소량의 값을 비교해 놓은 것이다. 각 축소량은 90%이상의 일치성을 보이고 있다. 따라서 본 확률론적 기동축소량 프로그램은 결정론적 방법에서 보이는 축소량의 값을 산출함과 동시에 각 축소량별 신뢰구간에 따라 정의하여 실제 축소량의 변동값을 예측 할 수 있다.

표 5.9 결정론적 방법과 확률론적 방법의 전체축소량 비교 (단위 : in)

	Exterior Column			Interior Shearwall		
	Elastic	Creep	Shrinkage	Elastic	Creep	Shrinkage
결정론적 방법	4.222	2.489	3.370	2.124	1.855	4.264
확률론적 방법	4.236	2.464	3.373	2.132	1.838	4.627

표 5.10은 표 5.9의 결정론적 방법에 의한 축소량값과 확률론적 방법의 2σ 값의 상한값에 대해서 증가율을 나타낸 것이다. 외부기둥의 축소량에서 확률론적 방법에 의한 2σ값에 대한 탄성, 크리프, 건조수축 축소량의 증가율은 결정론적 방법보다 1.5%, 11.4%, 13.4%의 증가를 보인다는 것이다.

마찬가지로 내부전단벽에서도 표 5.10에서 보이는 증가율이 있다.

그리고 크리프, 건조수축 축소량의 증가율이 탄성 축소량보다 더 큰 것은 탄성 축소량의 변동계수보다 크리프, 건조수축 축소량의 변동계수가 더 크기 때문이다.

표 5.10 전체 축소량의 결정론적 방법과 신뢰구간별 축소량의 비교

	Exterior Column			Interior Shearwall		
	Elastic	Creep	Shrinkage	Elastic	Creep	Shrinkage
+2 σ	1.5%	11.4%	13.4%	1.6%	11.8%	22.9%

5.3.3 외부기둥과 내부전단벽의 부등축소량 비교

표 5.11은 신뢰구간에 따른 최대 부등축소량과 결정론적 방법에 의한 부등축소량과의 차이를 보여주고 있다. 신뢰구간에 따른 부등축소량은 표 5.5와 표 5.6의 신뢰구간별 축소량의 데이터를 계산한 결과로 신뢰구간별 최대 부등축소량은 신뢰구간별 외부기둥의 상한값과 신뢰구간별 내부전단벽의 하한값의 차이로써 나타낼 수 있다.

표 5.11 신뢰구간에 따른 최대 부등축소량 (단위:in)

	σ	1.645 σ	2 σ	결정론적 방법에 의한 부등축소량
전체 축소량(70층)	2.508	2.858	3.157	1.479
슬래브 타설이후 축소량(36층)	1.176	1.375	1.486	0.866

표 5.11에서 각 신뢰구간별 최대 부등축소량과 결정론적 방법에 의한 최대 부등축소량의 값을 비교해보면 거의 2배이상의 차이가 나고 있음을 알 수 있다. 구간에 따라 전체축소량의 경우 결정론적 방법에 의한 부등축소

량인 1.479in보다 신뢰구간별로 2.508in, 2.858in, 3.157in로 각각 1.7배, 1.9배, 2.1배의 증가가 있으며, 슬래브 타설이후의 축소량에서도 1.4배, 1.6배, 1.7배의 증가가 있음을 알 수 있다. 따라서 결정론적 방법에서 고려하지 못한 재료의 물성치를 고려해서 계산해 본다면 실제로 예상되는 부가응력이나 다른 비구조체의 균열 등이 심하게 일어날 수 있음을 예상할 수 있다.

6. 결론

본 연구에서는 콘크리트의 재료물성치 중 변동성이 큰 콘크리트강도, 크리프계수, 건조수축계수를 확률매개변수로 선정하여 몬테카를로 기법을 이용한 기둥축소량의 확률론적 해석법을 개발하였다. 70층 초고층 콘크리트 건물을 예제로 하여 확률론적 기둥축소량을 예측하였으며, 축소량의 분포도를 조사하여 신뢰구간별 기둥축소량과 부등축소량을 분석한 결과는 다음과 같다.

1. 콘크리트의 재료성질 중에서 콘크리트강도, 크리프계수, 건조수축계수의 확률·통계적 특성을 기둥축소량 해석에 반영하여 몬테카를로 기법을 이용한 확률론적 기둥축소량 예측법을 제안하였다. 따라서 결정론적 방법에 의한 기둥축소량 결과값 이외에도 축소량의 변동성을 예측할 수 있다.

2. 몬테카를로 기법에 의한 기둥축소량 해석시 시뮬레이션 횟수의 증가에 따라 결정론적 방법과의 결과값과 거의 일치함을 보였으며, 반복수가 증가할수록 몬테카를로 기법의 정확성을 확보할 수 있다.

3. 몬테카를로 기법을 통한 기둥축소량 예상값을 신뢰구간별로 비교할 때, 신뢰구간의 폭이 늘어남에 따라 전체축소량에서 외부기둥의 탄성, 크리프, 건조수축 축소량의 증가율은 1.5%, 11.4%, 13.4%였으며 내부전단벽의 경우에도 1.6%, 11.8%, 22.9%로 증가하였다. 따라서 비탄성축소량의 변동성이 크게 나타남을 알 수 있었다.

4. 부가응력을 유발하여 구조물에 영향을 주는 슬래브 타설시점 이후의 부등축소량은 신뢰구간의 폭이 증가함에 따라 1.36배~1.72배, 전체축소량의 부등축소량은 1.70배~2.13배가 증가하였다. 따라서 부가응력이 크게 발

생하는 아웃리거와 같은 부재의 설계시에 신뢰구간을 고려하여 부등축소량에 의한 부가응력을 검토하여야 할 것으로 사료된다.

향후 실제 구조물에 사용된 데이터를 이용한 확률론적 기둥축소량의 해석을 하여 실제 축소량의 결과값과 본 연구에서 개발한 확률론적 방법의 결과값을 비교할 연구가 필요하다.

그리고 본 논문에서는 기둥축소량의 확률변수로 콘크리트강도와 크리프 계수, 건조수축계수에 대한 데이터만을 사용하였지만 기둥축소량 해석시 필요한 하중, 시공시간, 체적-표면적비, 철근비등의 데이터를 확보하여 확률변수화하여 확률론적 기둥축소량 프로그램에 적용하고자 한다.

참고 문헌

1. Alder, B., Fernbach, S., Rotenberg, M., "Methods in Computational Physics - Advances in research and applications", New York, Academic, 1963
2. Hammersley, J. M., Handscomb, D. C., "Monte Carlo Methods", Methuen, 1964
3. Metropolis, N., "in Symposium on Monte Carlo Methods", ed by H. A. Meyer, Wiley, 1956, pp 29-36
4. J. von Neumann, "in Monte Carlo Methods", ed by G. E. Forsythe, H. H. Germond, A. S. Householder, NBS App. Math, Series 12, 1951
5. Lehmer, D. H. (1949), see Proc. 2nd. Symp. "On Large-Scale Digital Calculating Machinery", Harvard Univ. Press, 1951
6. 양영순, 서용석, 이재옥, "구조신뢰성공학", 서울대학교출판부, 1999
7. ACI Committee 214, "Recommended Practice for Evaluation of Compression Test Results of Concrete", American Concrete Institute, Detroit, 1965
8. ACI Committee 214, "Recommended Practice for Evaluation of Strength Test Results of Concrete", ACI 214-77, American Concrete Institute, Detroit, 1977
9. Mirza, S. A., Hatzinikolas M, MacGregor J. G., " Statistical Description of Strength of Concrete", Journal of the Structural Engineering, Vol 105, No.6, June, pp 1021-1037
10. Bazant, Z. P., " Prediction of Concret Creep Effects Using Age-Adjusted Effective Modulus Method", ACI Journal, Vol. 69, pp 212-217, 1972

11. Bazant, Z. P. and Wittmann, F. H. and Kim, J. K. and Alou, F., "Statistical Extrapolation of Shrinkage Data - Part 1. Regression", *ACI Materials Journal*, Vol. 84, pp 20-34, 1987
12. Bazant, Z. P. and Baweja, S., "Justification and Refinement of Model B3 for Concrete Creep and Shrinkage - 1. Statistics and Sensitivity", *Materials and Structures*, 28, pp 415-430, 1995
13. Keeton, J. R. "Study of Creep in Concrete", Technical Reports R333-I, R333-II, R333-III, US Naval Civil Engineering Laboratory, Port Hueneme, California, 1965
14. Wittmann, F. H., Bazant, Z. P., Alou, F., Kim, J. K., "Statistics of shrinkage test data", *Cement Coner. Aggreg. ASTM* 9, pp129-153, 1987
15. Hansen, T. C., and Mattock, A. H., "Influence of size and shape of member on the shrinkage and creep of concrete", *ACI J.* 63, pp 267-290, 1966
16. Fintel, M., and Khan, F. R., "Effects of Column Creep and Shrinkage in Tall Structure - Prediction of Inelastic Column Shortening", *ACI Journal, Proceedings*, Vol. 66, No. 12, American Concrete Institute, Detroit, Mich, December 1969, pp957-967
17. Fintel, M., Ghosh, S. K. and Iyengar, H., "Column Shortening in Tall Structures - Prediction and Compensation", *Portland Cement Association*, 1986
18. Koutsoukis, M. and Beasley, A. J., "Characteristics of Random Axial Shortening in RC Columns using Second-Order Moment Theory", *2nd International Conference on Multi-Purpose Highrise Towers & Tall Building*, July, 1996, pp 129-138

19. 송화철, 유은종, 정석창, 주영규, 박철립, “초고층 콘크리트 건물의 기
등축소량 효과”, 대한건축학회 논문집, 제 13권 12호, 통권 110호,
1997, 12
20. 송화철, 유은종, 정석창, 주영규, 안재현, 박철립, “비탄성효과를 고려
한 Plaza Rakyat 오피스동의 기등부등축소량”, 한국콘크리트학회,
Vol. 9, No. 2, 1997, 11
21. 정은호, 김형래, “매개변수에 따른 기등축소량 변화에 관한 연구”, 콘
크리트학회 논문집, 58호, 2000, 8
22. Rubistein, R. Y., “Simulation and Monte Carlo Method”, John
Wiley and Sons, New York, 1981
23. Box, G. E. P. and Muller, M. E., “A Note on the Generation of
Random Normal Deviates”, Annals of Mathematical Statistics, Vol.
29, pp 610-611, 1958
24. L’Ecuyer, P., “Communications of the ACM”, Vol. 31, pp 742-774,
1988
25. Park, S. K., and Miller, K. W., “Communications of the ACM”,
Vol. 31, pp 1192-1201, 1988
26. Wiliam, H. P., Saul, A. T., Wiliam, T. V., Brian, BP. F.,
“Numerical Recipes in Fortran - Second Edition”, Cambridge
University Press, pp 266-319, 1992
27. James G. MacGregor, “Reinforced Concrete-Mechanics and
Design”, Prentice Hall, 3rd Edition
28. 건설교통부, “(건설교통부제정)콘크리트 표준시방서”, 대한토목학회,
1996
29. ACI Committee 209, “Prediction of Creep, Shrinkage, and
Temperature Effects in Concrete Structures”, ACI 209-R92,
American Concrete Institute, Detroit, 1992

30. Neville, A. M. "Properties of Concrete", Pitman, London, 1981
31. Russel, H. G., Larson, S. C., "Thirteen Years of Deformation in Water Tower Place", ACI Structural Journal, March-April, 1989, pp 182-190