
 論 文

大韓造船學會論文集
 第 30 卷 第 1 號 1993 年 2 月
 Transactions of the Society of
 Naval Architects of Korea
 Vol. 30, No.1, February 1993

선체 중앙 횡단면의 시스템 신뢰성해석

양영순*, 서용석*

System Reliability Analysis of Midship Sections

by

Y.S. Yang* and Y.S. Suh*

요 약

본 연구에서는 구조물의 안전성을 평가하는 방법으로써 구조시스템 신뢰성 해석방법을 살펴 보고 소성설계 관점에서 선체중앙단면의 안전성을 평가하고자 한다. 이를 위해 소성붕괴모드는 가상하중법과 하중증분법을 이용한 탄소성 구조해석법으로 구하고, 확률론적으로 중요한 붕괴모드는 branch and bound 방법을 변형하여 소성붕괴모드를 형성하는 마지막 소성힌지단계에서 branching하는 방법을 적용하여 붕괴모드가 반복 생산되는 문제를 개선하였다. 이렇게 구한 붕괴모드를 이용하여 1,2차 bound방법으로 선체횡단면의 시스템 신뢰도 및 시스템 파괴확률을 구하고 본 연구에서 제시한 방법의 유효성을 붕괴하중 계수방법과 비교 검토하였다.

Abstract

A structural system reliability analysis is studied for the safety assessment of midship section. Probabilistically dominant collapse modes are generated by Element Replacement Method and Incremental Load Method. In order to avoid generating the same modes repeatedly, it is branched at final plastic hinge. Using first and second order bound methods, system failure probability of midship section is computed and compared with deterministic load factor method to show the usefulness of the proposed method.

발 표: 1991년도 대한조선학회 추계연구발표회('91. 11. 16.)
 접수일자: 1992년 3월 26일, 재접수일자: 1992년 12월 7일
 * 정회원, 서울대학교 조선해양공학과

大韓造船學會論文集 第30卷 1號 1993年 2月

1. 서 론

구조 시스템 신뢰성이론이 구조물의 안전성 평가에 중요한 수단으로 인식된 이후, 이 분야에 대한 연구가 급속히 진행되고 있다. 특히 구조물의 안전성은 설계에서 중요한 문제가 되는데, 경험에 많은 비중을 두는 기존의 안전계수개념은 그 선택과정이 상당히 주관적이고 체계적이지 못한 면이 많고, 신뢰성이론에 입각한 안전성 평가는 체계적이고 해석적인 방법을 제시하나 현재까지는 부재단위에 적용되는 수준에 머무르고 있다. 그러나 궁극적인 구조물의 안전성평가는 부재관점이 아닌 시스템관점에서 이루어져야 하므로 체계적인 시스템 안전성 평가가 크게 요망된다. 구조물의 시스템 신뢰성 해석은 이와같은 시스템 안전성평가를 신뢰성이론을 도입하여 해석하고자 하는 방법으로 이에 대한 연구가 많이 진행되고 있다. 이론적으로 구조물의 시스템 신뢰도를 정확하게 추정하기 위해서는 구조물의 붕괴모드를 모두 구해야 하지만, 간단한 부정정 구조물일지라도 가능한 붕괴모드의 수는 상당히 많기 때문에 구조물의 시스템 신뢰도에 큰 영향을 미치는 붕괴모드만을 구하여 이들 모드를 중심으로 시스템 신뢰도를 구하고자 하는 방향으로 많은 노력이 기울어지고 있다.

따라서 구조물의 붕괴모드를 구하는 방법이 시스템 신뢰성 해석에서 중요한 부분을 차지하는데 이 방법들을 간단히 살펴보면 Gorman[1]이나 Neal[2] 등과 같이 구조물의 모든 붕괴모드를 구하는 방법, 선형계획법이나 mathematical programming 그리고 여러가지 모사법(Monte Carlo 방법, Directional Simulation 등)을 사용하는 방법[5][6][7][8], 그리고 구조 해석을 반복하여 붕괴모드를 구하는 하중증분법(Incremental Load Method, ILM)[9][16]이나 가상하중법(Element Replacement Method, ERM)[10] 등이 있다. 이와는 다른 접근 방법으로써 Bennett와 Ang[11]은 외부 하중에 견딜 수 있는 가능한 구조물의 형상을 구하는 stable configuration approach 를 제안하였다.

한편, 구조 해석을 이용하여 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 구하는 방법에는 가상하중법과 branch and bound방법을 결합한 방법[10], 가상하중법과 β -unzipping 방법을 이용하는 방법[10], 그리고 하중증분법과 branch and bound방법을 이용하는 방법[16] 등이 있다. 이들 방법들은 여러 예제를 통해 유용성이 입증되었으나 동일한 붕괴모드를 반복

생산할 가능성이 있다는 단점이 있다. 이런 문제점을 개선하기 위해 Ranganathan등[12]은 동일한 붕괴모드를 거의 생산하지 않으면서 적용이 간단한 branching 방법을 제안하였다.

한편 국내에서 시스템 신뢰성분야에 대한 연구를 살펴보면 이[16]는 기존의 하중증분법에 multiloading과 부재의 다양한 post-behavior를 취급할 수 있게 보완한 확장된 하중증분법(extended incremental load method)을 개발하여 TLP해양 구조물에 대해 시스템 신뢰성을 계산한 바 있고, 이[17]는 단계별 소성해석기법을 이용하여 뼈대구조의 시스템 신뢰성 해석을 수행하였다. 그리고 양[18]은 Gorman이 제안한 방법을 이용하여 선체 횡단면의 모든 붕괴모드를 구한 후 붕괴계수가 작은 붕괴모드만을 선택하고 1,2차 bound기법을 이용하여 선체 횡단면의 시스템 신뢰성을 추정하였다.

본 연구에서는 구조물의 시스템신뢰성 해석을 수행하기 위한 방법으로써 구조해석으로 붕괴모드를 구하는 가상하중법과 하중증분법을 살펴보고 이 두 방법을 이용하여 선체중앙횡단면의 시스템신뢰성 해석을 수행하고자 한다. 각각의 방법에서 확률론적으로 중요한 붕괴모드는 Ranganathan이 제안한 방법을 기초로 하여 구하고 시스템 파괴확률은 1,2차 bound방법을 사용한다.

2. 붕괴 모드의 자동 생성 방법

구조물의 각 부재단(element end)에 대한 안전여유식을 자동생산하기 위해 가상하중법과 하중증분법을 사용하였다. 두 방법에서 공통적으로 사용한 기본가정은 부재의 거동은 탄성-완전소성이며 하중은 집중하중으로 제한하고, 확률변수는 소성모멘트와 작용하중뿐이며 단면의 소성여부는 굽힘모멘트가 가장 큰 영향을 미친다는 것이다[10].

2.1 가상하중법에 의한 붕괴모드생성

구조물을 이루는 각 부재단면의 소성여부는 외력에 의한 굽힘모멘트가 각 부재단면의 소성모멘트를 넘지않아야 함으로 단면의 소성발생여부를 판단하는 각 부재단 e의 안전 여유식은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$F_e = R_e - C_e^T X_i = 0 \quad (e=i,j) \quad (1)$$

식(1)에서 e는 부재의 i 또는 j번째 끝단을 의미하며 F_e 는 부재단 e의 안전여유식, R_e 는 부재단 e의 소성 모멘트, X_i 는 t번째 부재의 내력으로 크기가 6인 벡타이고 상첨자 T는 전치행렬을 표시한다. 본 연구에서는 가정에 의해 굽힘 모멘트만을 고려하므로 $C_i^T = (0, 0, \text{sign}(M_{zi}), 0, 0, 0)$, $C_j^T = (0, 0, 0, 0, 0, \text{sign}(M_{zj}))$ 이고 M_{zi} 는 i번째 부재단의 내력모멘트, $\text{sign}(\cdot) = \text{sing of}(\cdot)$ 이다.

한편, 부재의 임의의 단면에 소성이 발생한 경우, 그 부재의 수정강성행렬과 그 부재에 작용하는 가상하중은 소성이론에 의해 구하며 구하는 과정은 참고문헌[10]에 자세히 설명돼 있으므로 여기서는 생략하기로 한다.

참고문헌[10]의 수정강성행렬과 가상하중을 이용하여 구조물을 반복계산할 경우, p-1개의 부재단이 소성되었을 때 p번째 소성단계에서 남은 부재단 i의 안전여유식은 다음과 같이 표시된다.

$$Z_i^{(p)} = R_i + C_i^T (b_i^{(p)} \sum_{m=1}^n T_m^T \bar{X}_m^{(p)} - \bar{X}_i^{(p)}) - C_i^T b_i^{(p)} L \quad (2)$$

$$= R_i + \sum_{m=1}^{p-1} a_{im} R_m - \sum_{j=1}^3 b_{ij} L_j \quad (3)$$

여기서 n은 부재의 갯수, l은 절점의 갯수이며 3l은 1번째 절점의 자유도가 3이므로 3l개의 하중을 받을 수 있음을 의미하고 $\bar{X}_i^{(p)}$ 는 p번째 소성단계에 있는 부재 t의 가상하중으로 크기가 6인 벡타이며, a_{im} 와 b_{ij} 는 각각 부재단 i의 안전여유식에서 이미 소성된 m번째 부재단 소성모멘트 R_m 와 외부하중벡타 L의 j번째 성분 L_j 의 영향계수이고 T_i 는 t번째 부재의 변환행렬, $b_i^{(p)} = k_i^{(p)} T_i [K_i^{(p)}]^{-1}$ 이며 $k_i^{(p)}$ 는 p번째 소성단계에 있는 t번째 부재의 수정된 부재강성행렬 그리고 $[K_i^{(p)}]^{-1}$ 는 수정된 전체강성행렬의 역행렬 $[K^{(p)}]^{-1}$ 에서 t번째 부재에 해당하는 행만을 뽑아 구성한 행렬이다.

소성붕괴여부는 전체강성행렬의 성질을 조사하여 알 수 있다. 즉 r개의 부재단이 소성되었을 때의 전체강성행렬을 $[K^{(r)}]$ 라 하고 초기상태의 전체강성행렬을 $[K^{(0)}]$ 라 할 때 다음 조건을 만족하면 소성붕괴가 발생했다고 가정한다.

$$\|[K^{(r)}]\| / \|[K^{(0)}]\| \leq \epsilon \quad (4)$$

여기서 ϵ 은 소성 붕괴 여부를 판단하는 상수이다.

2.2 하중증분법에 의한 붕괴모드생산

본 연구에서는 이[16],[19]가 기존의 하중증분법을 여러 하중이 작용한 경우에도 적용할 수 있도록 개발한 확장된 하중증분법을 이용하였다. 이 방법을 간단히 소개하면 다음과 같다.

j개의 부재단이 소성화된 구조물에 L개의 하중이 작용하고 있는 경우, l번째 하중에 대한 utilization 방정식은 다음과 같이 표시할 수 있다.

$$R = [a^{(l)}] \cdot \Delta P^{(l)} \quad (5)$$

여기서 R과 $\Delta P^{(l)}$ 은 각각 소성된 부재단을 요소로 하는 벡타와 l번째 하중의 하중증분을 요소로 하는 벡타이고, $a_{ij}^{(l)}$ 는 i번째로 소성된 부재단소성모멘트와 l번째 하중의 j번째 하중증분과의 관계를 나타내는 utilization ratio로 j가 i보다 큰 경우에는 0이다. 식(5)를 l번째 하중의 하중증분벡타 $\Delta P^{(l)}$ 에 대해 풀고 $[a^{(l)}]^{-1}$ 의 열을 각각 더한 다음 마지막 것으로 무차원화하면 l번째 하중에 대한 소성모멘트계수들을 구할 수 있다. 다음으로 각각의 하중이 소성된 부재단의 소성모멘트에 미치는 영향은 공헌계수(Contribution Factor, 이하 CF로 함)를 도입함으로써 설명할 수 있다. l번째 하중에 대한 CF는 j번째 증분단계에서 마지막으로 소성된 부재단소성모멘트 R_j 의 모든 하중들에 대한 utilization의 상대적인 비로써 정의한다. 그리고 나서 모든 하중에 대한 결과적인 소성모멘트계수는 각 하중에 대한 소성모멘트계수에 그에 해당하는 CF를 곱하고 각각의 소성모멘트계수를 더함으로써 구한다. 즉 결과적인 소성모멘트 항은 각 하중에 대한 소성모멘트의 영향들을 더하여 시스템소성모멘트를 나타낸다. 그러므로 안전여유식의 소성모멘트 항 즉 시스템 소성모멘트는 다음과 같고

$$R_{sys} = C_1 R_1 + C_2 R_2 + \dots + C_j R_j \quad (6)$$

여기서 C_j 는 1이다.

하중 항은 utilization ratio $a_{ij}^{(l)}$ 과 l번째 하중 $P^{(l)}$ 의 곱을 더함으로써 쉽게 얻을 수 있다.

$$Q = (a_{ij}^{(1)} P^{(1)} + a_{ij}^{(2)} P^{(2)} + \dots + a_{ij}^{(l)} P^{(l)}) \quad (7)$$

식(6)과 (7)에 의해 남은 부재단 m의 안전여유식 F_m 은 다음과 같이 표시된다.

$$F_m = R_{sys} - Q = \sum_{k=1}^j C_{mk} R_k - \sum_{l=1}^L B_{ml} P^{(l)} \quad (8)$$

여기서 j 는 소성된 부재단의 갯수, R_k 는 k 번째로 소성된 부재단의 소성모멘트, L 은 외부하중의 갯수, $P^{(l)}$ 은 l 번째 외부하중 그리고 C_{mk} 와 B_{ml} 은 각각 부재단 m 의 안전여유식에서 k 번째로 소성된 부재단 소성모멘트와 l 번째 외부하중의 영향계수이고 $B_{ml} = a_{jl}^{(l)}$ 이다.

3. 중요한 붕괴 모드 선택 방법

실제적으로 구조물이 복잡한 경우 전체파괴확률에 큰 영향을 미치는 중요한 붕괴모드만을 구하는 것이 중요하다. 그 이유는 부정정차수가 큰 대형구조물의 경우에는 모든 소성붕괴모드를 구하는 것이 거의 불가능하고 가능하다해도 계산시간이 엄청나게 길다. 또한 중요하지 않은 붕괴모드들은 전체파괴확률에 큰 영향을 미치지 않을 뿐만 아니라, 이들 모드들을 생산하지 않음으로써 계산시간을 단축할 수 있기 때문이다. 일반적으로 중요한 붕괴모드를 택하는 기준은 두가지를 고려할 수 있는데, 하나는 기존의 붕괴하중계수 개념을 이용하는 방법이 있고[18], 다른 하나는 신뢰성 지수 β 나 파괴확률을 이용하는 방법이 있다[10][13]. 그러나 일반적으로 각 확률 변수들의 통계적특성이 붕괴모드형성에 큰 변수로 작용하므로, 변수들의 통계적특성을 무시하고 대표값만을 사용하는 붕괴하중계수방법보다는 변수들의 통계적특성을 고려한 신뢰성해석방법이 전체파괴확률계산에 더 합리적이라 할 수 있다. 이러한 이유로 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 구하는 판단기준은 신뢰성지수나 파괴확률을 주로 이용한다.

확률론적으로 중요한 붕괴모드를 구하는 방법으로 Murotsu가 제안한 branch and bound방법[10]과 Christensen 이 제안한 β unzipping방법[10]등이 있으나 이 방법들은 각 소성단계에서 branching에 필요한 부재단들이 같은 경우가 많아 동일한 붕괴모드가 반복생산되는 문제를 안고 있다. 이 문제점을 개선하고자 본 연구에서는 Ranganathan이 제안한 방법을 수정하여 다음과 같은 과정으로 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 생산하였다. 우선 원래의 구조물을 해석하여 각 부재단의 신뢰성지수를 구하고 이들중 임의의 값(β_0)보다 작은 부재단만을 branching 할 부재단(초기대상부재단)으로 결정한다. 여기서 β_0 을 Ranganathan은 초기구조해석에서 구한

각 부재단의 신뢰성지수를 산술평균하여 얻은 값으로 정하였는데, 이 값은 해석자의 판단기준(예를들면 가장 작은 신뢰도지수의 1.5배 또는 2배 정도의 값을 취하는 경우)에 따라 적절히 선택할 수 있으며 본 논문에서는 문제에 따라 7과 10을 선택했다. 그 다음에 가장 작은 신뢰성지수를 갖는 부재단을 소성화시키고 가상하중법이나 하중증분법으로 구조해석을 수행하여 다음에 소성이 될 부재단을 선택한다. 이와 같은 과정을 구조물이 소성붕괴에 도달할 때까지 반복한다. 일단 구조물이 소성에 도달하면(첫번째 소성붕괴모드) 마지막 부재단에서 branching을 시작한다. 더 이상 branching할 부재단이 없을 때 다시 초기대상부재단으로 되돌아 가서 동일한 과정을 반복한다. 이때 첫번째 소성붕괴모드에 포함된 부재단들은 제외하고 포함되지 않은 부재단만을 대상으로 소성화과정을 시작한다.

한편 소성붕괴될 때 마지막으로 소성된 부재단의 안전여유식은 소성된 부재단의 방향에 따라 소성모멘트의 계수가 음의 값을 갖는 경우도 있어 신뢰성 지수값이 작게 나올 수 있다. 그러나 모멘트만을 고려한 붕괴모드식에서는 가상일의 원리에 의한 붕괴모드식과 같아야 하고 이 경우 소성모멘트의 계수는 항상 양이므로 본 연구에서는 가상하중법과 하중증분법에서 마지막으로 소성된 부재단의 소성모멘트들의 계수가 양이 되도록 매 소성단계때마다 소성모멘트의 계수를 양으로 취하였다. 즉

$$Z_i^{(p)} = \sum_{k=1}^p |a_{ik}| R_k - \sum_{l=1}^q b_{il} L_l \quad (9)$$

그러므로 각 소성단계에서 남은 부재단의 신뢰도 지수는 참값보다 크거나 같다. 이 과정은 실제 계산 과정과 차이는 있으나 결과적인 붕괴모드 형성에 큰 영향을 주지 않고 있으며 계산적으로 보다 쉽게 적용할 수 있기 때문에 본 연구에서는 위의 식으로 붕괴모드를 구하였다. 그러나 붕괴모드형성에 있어서 전단력이나 축력이 중요한 경우에는 위의 식은 많은 오차를 포함할 수 있으므로 정확한 계수를 사용해야 한다.

4. 시스템 파괴확률의 계산

앞 절에서 구한 붕괴모드를 중심으로 구조물의 시스템 파괴확률을 구하는 방법에는 모사법, 적분법 그리고 근사법등이 있다. 값의 정확도는 적분법이

가장 정확한 값을 나타내나 계산상의 어려움이 많고 모사법의 경우에는 전체 파괴확률의 값이 작을 때 추출횟수를 많이 해야하는 문제점이 있다[13]. 이러한 이유로 계산 효율과 값의 정확성이 훌륭한 근사법이 가장 많이 사용되며 특히 1,2차 bound방법이 널리 쓰인다. 1차 bound방법은 Cornell이 제안한 방법으로 각 모드의 상관관계를 고려하지 않고 단순하게 시스템 파괴확률의 하한값은 붕괴모드중 가장 파괴확률이 큰 것을, 그리고 상한값은 각 붕괴모드를 모두 합하여 구한 값으로 정의한다[14]. 이 방법은 계산이 간단하고 사용하기가 쉬우나 붕괴모드들간의 상관관계가 크고 파괴확률이 서로 비슷한 경우 오차가 크게 발생한다.

이에 반해 Ditlevsen은 각 붕괴모드간의 상관관계를 고려하여 더 정확한 상, 하한값을 나타내는 2차 bound방법을 제안하였다[15]. 이 방법에서는 두 붕괴모드간의 결합파괴확률을 고려하여 전체파괴확률의 상, 하한값을 더 정확하게 구한다. 그러나 이 방법은 각 모드간의 ordering에 따라 값이 달라지고 모드의 수가 많을수록 값의 범위가 넓어지는 단점이 있으므로 유의해야 한다[18].

본 연구에서는 위에서 논한 두 방법의 결과를 살펴보기 위해 Cornell의 1차 bound방법과 각 붕괴모드간의 상관관계를 고려할 수 있는 Ditlevsen의 2차 bound방법으로 구조물의 시스템파괴확률을 계산하였다. 붕괴모드는 앞절에서 논한 가상하중법과 하중중분법으로 구하였고 2차 bound의 경우 보다 정확한 파괴확률값의 범위를 얻기 위해 붕괴모드간의 ordering을 고려하였다.

5. 계산에 및 고찰

본 연구에서는 앞에서 제시한 방법을 이용하여 선체 횡단면의 시스템신뢰성해석을 수행했다. 계산에는 3가지인데 하나는 간단한 평면골조구조물을 대상으로 앞으로 논한 방법의 타당성을 검증하기 위해, 그리고 나머지는 선체횡단면을 평면구조물로 이상화하여 시스템신뢰도를 추정하였다. 2절에서 논한 가정외에, 본 예제에서는 모든 확률변수들은

정규분포를 따르고 각 확률변수들은 서로 독립이라고 가정하였다.

1. Case 1

본 연구에서 제시한 방법의 유용성을 검토하기 위해 Fig. 1과 같이 간단한 평면골조구조물을 대상으로 해석을 수행하였다. 해석에 필요한 자료는 Table 1에 있고 가상하중법과 하중중분법으로 구한 결과와 Gorman의 방법으로 붕괴모드를 모두 구하여 시스템 신뢰성해석을 수행한 결과를 Table 2에 함께 수록했다. 본 예제의 경우는 간단하므로 β_0 의 값이 크게 중요하지 않아 이 경우에는 10을 사용하였다. 그리고 본 연구에서 제시한 방법에서 구한 확률론적으로 중요한 붕괴모드는 가상하중법과 하중중분법에 의해 모두 똑같이 주어지며 이들 붕괴모드의 파괴확률이 전체파괴확률에 가장 큰 영향을 미치고 있음을 알 수 있다.

본 예제의 경우 구조물이 간단하기 때문에 모든 붕괴모드를 구해 시스템 신뢰성해석을 수행하여

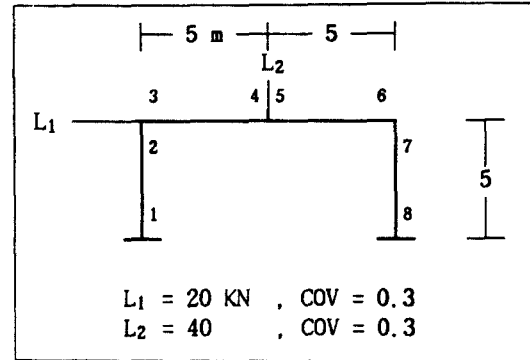


Fig. 1 Portal frame

Table 1 Data of portal frame

i	j	A(m ²)	I(m ⁴)	R _{ij} (KN-m)
1	2	4.8e-3	3.58e-5	75.
3	4	4.0e-3	4.77e-5	101.
5	6	4.0e-3	4.77e-5	101.
7	8	4.8e-3	3.58e-5	75.

$E=2.1 \times 10^8, \epsilon=1.0 \times 10^{-5}, COV_{R_i}=0.05$

Table 2 System failure probabilities

		ERM approach(6)	ILM approach(6)	Gorman method(12)
First	Bound	6.41e-3~1.215e-2	6.41E-3~1.215e-2	6.41e-3~1.215e-2
Second	Bound	6.41e-3~7.004e-3	6.41E-3~7.004e-3	6.41e-3~7.004e-3

() : The number of identified collapse modes

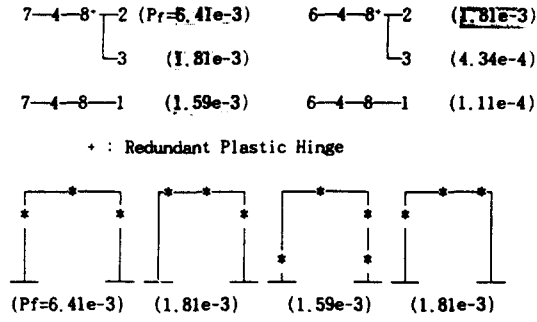
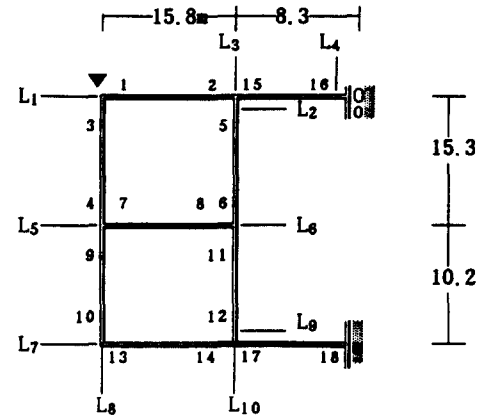


Fig. 2 Dominant collapse modes by ERM & ILM approach

비교할 수 있지만 구조물이 복잡한 경우 붕괴모드의 수는 부정정차수에 비례해 증가함으로 Gorman의 방법을 사용하기 어렵다. 이와 같은 문제를 해결하는 한가지 방법으로써 양[18]은 모든 붕괴모드를 구하고 이들 중 붕괴계수가 작은 것들만을 모아서 이들을 이용하여 신뢰성해석방법을 수행하는 방법을 제시하였다. 이 방법은 붕괴계수가 작을수록 신뢰도지수도 작다는 가정에 근거하고 있는데 이 가정은 일반적으로 참이 아니다. 그러나 많은 해석을 수행한 경험에 의하면 붕괴계수가 작은 모드들을 많이 취하여 신뢰도지수를 계산해보면 이들 모드중 작은 신뢰도지수를 갖는 모드가 상당수 포함돼 있어 시스템신뢰도해석에 매우 유용하게 적용할 수 있음을 확인할 수 있었다. 따라서 본 연구에서도 양이 사용한 방법을 이용하여 구한 결과와 비교함으로써 여기서 제시한 방법의 유용성을 검증하였다.

2. Case 2

선체 구조물의 시스템 신뢰성 적용 예로써 Fig. 3의 선체 횡단면을 사용하였다. 해석에 필요한 자료는 Table 3에, 결과는 Table 4에 실려 있다. 양이 사용한 방법으로 구한 붕괴모드의 갯수는 총 173개 인데 이것은 이 구조물에 작용하는 하중 형태에 의해 발생 가능한 11000개의 붕괴모드중 붕괴계수가 4.75보다 작은 붕괴모드들의 갯수이다. 여기서 4.75는 임의로 택한 숫자인데 실제적으로 붕괴모드의



L₁ = 552.0(ton) L₂ = -173.75 L₃ = -147.61
 L₄ = -50.84 L₅ = 1425.60 L₆ = -807.57
 L₇ = 761.24 L₈ = 1283.60 L₉ = -518.71
 L₁₀ = 1479.60

Fig. 3 One strut transverse frame

Table 3 Numerical data of one strut transverse

i	j	A(m ²)*e-1	I(m ⁴)*e-1	R _i (ton-m)
1	2	2.35	2.412	2714
3	4	2.18	8.206	7910
5	6	2.13	7.947	8840
7	8	1.33	4.893	5700
9	10	2.18	8.206	7910
11	12	2.13	7.949	8840
13	14	2.68	14.370	12700
15	16	2.35	2.412	2714
17	18	2.68	14.370	12700

E=0.21e8, COV R_i/COV L_i=0.1/0.3, ε=1.0e-10

갯수가 아주 작지만 않으면 이 값은 시스템 신뢰성에 큰 영향을 미치지 않는다. 가상하중법과 하중중분법으로 구한 붕괴모드의 갯수는 각각 16개인데 이는 β₀의 값을 10으로 하여 얻은 결과이다. 각 방법에 의한 결과를 살펴보면 가상하중법이나 하중중분법으로 구한 시스템 파괴확률과 양이 제안한 방법으로 173개의 붕괴모드를 이용하여 구한 파괴확률값이 2차 bound방법을 이용한 경우 큰 차이가 없음

Table 4 System failure probabilities

	ERM approach(16)	ILM approach(16)	Gorman method(173)
First Bound	1.617e-16~3.347e-16	1.617e-16~3.347e-16	1.618e-16~1.0799e-15
Second Bound	2.603e-16~2.732e-16	2.603e-16~2.723e-16	2.854e-16~3.3940e-16

() : The number of identified collapse modes

알 수 있는데, 이는 전체파괴확률에 큰 영향을 미치는 붕괴모드가 많이 생산됐음을 뜻한다. 그리고 1차 bound방법에 의한 결과와 2차 bound방법에 의한 결과가 차이가 있는 것은 이들 모드들의 상관관계 때문으로 사료된다. 그러나 1차 bound의 상한값에서 두 방법의 결과가 상당한 차이가 있는 것은 붕괴하중계수방법으로 구한 붕괴모드의 갯수가 매우 많고 또한 붕괴모드들이 비슷한 파괴확률을 많이 갖고 있기 때문이다. 그리고 결과에서 알 수 있듯이 가상하중법과 하중중분법으로 구한 붕괴모드의 형태와 갯수가 거의 같음을 알 수 있는데 이는 굽힘모멘트만을 고려하여 붕괴모드를 구할 경우 각각의 방법은 크게 문제가 되지 않음을 뜻한다. 그러나 interaction formula나 부재의 post-behavior 그리고 축력 또는

전단력을 항복조건에 고려할 경우는 각각의 방법에 따라 장점과 단점이 있음을 알 수 있다[19].

Fig. 4는 Gorman의 방법에 의해 작은 붕괴계수를 갖는 붕괴모드들을 순서대로 나타낸 것이고 Fig. 5는 173개의 붕괴모드중에서 신뢰성지수가 작은 붕괴모드를, 그리고 Fig. 6은 가상하중법과 하중중분법으로 구한 파괴경로의 일부와 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 나타낸 것이다. 여기서 알 수 있듯이 가장 작은 붕괴계수를 갖는 붕괴모드가 가장 작은 신뢰도지수를 갖지 않는다는 것이다. 그러나 대체로 붕괴계수가 작은 붕괴모드가 신뢰도지수도 작음을 계산결과 확인할 수 있었다. Table 5는 가상하중법 또는 하중중분법으로 처음 생산한 붕괴모드의 소성힌지순서와 그 절점들의 파괴확률을 보여주고 이와

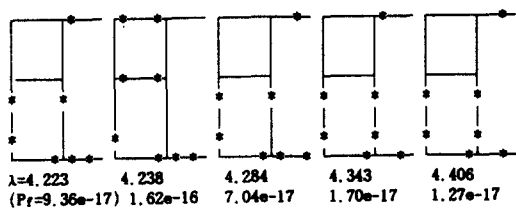


Fig. 4 Deterministic dominant collapse modes by Gorman's method

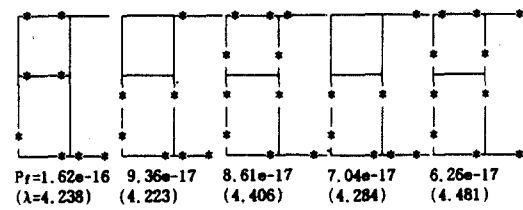


Fig. 5 Probabilistic dominant collapse modes by Gorman's method

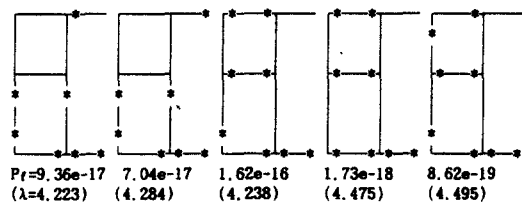
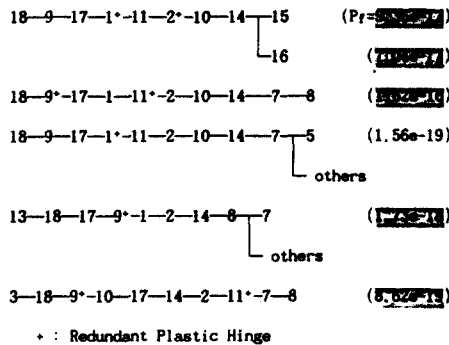


Fig. 6 Dominant collapse modes by ERM & ILM approach

Table 5 Numerical results of one strut transverse

first hinge	sections with the largest failure prob.	18 -2.481e-3	
		9 -3.597e-6	
Collap. Mode	failure path generated at first by ERM or ILM approach	4 -2.445e-7	
		10 -1.761e-8	
		1 -1.009e-8	
		17 -8.990e-9	
		12 -8.634e-9	
		11 -1.629e-10	
		14 -1.631e-11	
		2 -1.169e-11	
		18 -2.481e-3	
		9 -1.181e-6	
		17 -1.037e-7	
		1*-1.636e-7	
		11 -9.390e-12	
		2 -4.550e-15	
		10 -3.331e-16	
14 -1.111e-16			
15 -9.361e-17*			
		($\beta=8.230$)	

+ : Redundant plastic hinge

* : Probability failure of this collapse mode

병행해서 원래 구조물의 각 절점의 first hinge에 해당하는 파괴확률도 보여주고 있다. 이 결과를 토대로 처음에 first hinge가 발생한 절점의 파괴확률과 소성 붕괴모드의 파괴확률 사이에는 상당한 차이가 있음을 알 수 있고 이는 구조물이 붕괴에 도달할 때까지 충분한 여유강도 있음을 뜻하므로 설계시 이를 고려함이 바람직하다고 사료된다.

3. Case 3

Case 2에서와 같은 방법론을 적용하여 strut가 2개인 선체 횡단면의 시스템신뢰성 해석을 수행했다. 구조물의 형상은 Fig. 7에, 구조물의 제원은 Table 6에 있으며 해석결과는 Table 7에 실려 있다. 이 경우도 가상하중법과 하중증분법으로 구한 붕괴모드의 갯수는 각각 β_0 의 값을 7로 하여 36개의 붕괴모드를 구했는데 붕괴모드의 형태가 거의 유사하게 구해짐을 확인할 수 있다. 한편 양이 제한한 방법으로 구한 붕괴모드는 213개 인데 이것은 외부하중에 의해 가능한 붕괴모드 660410개 중 붕괴계수가 3.75보다 작은 갯수이다. 앞의 예제에서와 마찬가지로 본 예제에서도 Gorman의 방법으로 붕괴모드를 구할 경우 매우 많은 붕괴모드(660410개)를 구해야 하는 문제점이 있음을 알 수 있다.

Fig. 8과 Fig. 9은 작은 붕괴계수와 신뢰성지수를

Table 6 Numerical data of two strut transverse

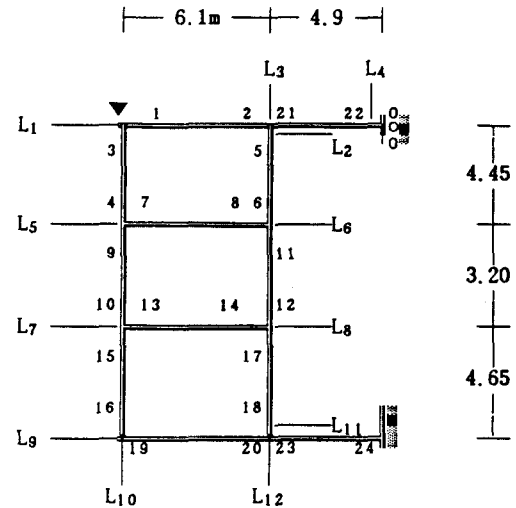
i	j	A(m²)*e-1	I(m⁴)*e-2	R _{ij} (ton-m)
1	2	0.765	0.4462	179
3	4	0.672	0.59933	226
5	6	0.529	0.52755	204
7	8	0.144	0.13921	96.7
9	10	0.672	0.59933	226
11	12	0.529	0.52755	204
13	14	0.144	0.13921	96.7
15	16	0.672	0.59933	226
17	18	0.529	0.52755	204
19	20	0.847	0.97644	314
21	22	0.756	0.38510	160
23	24	0.838	0.87402	288

E=0.21e8, COV R_i/COV L_i=0.1/0.3, ε=1.0e-10

Table 7 System failure probabilities

		ERM approach(36)	ILM approach(36)	Gorman method(213)
First	Bound	9.424e-6~3.595e-5	9.424e-6~3.756e-5	9.426e-6~1.078e-4
Second	Bound	1.000e-5~1.148e-5	9.945e-6~1.131e-5	9.434e-6~1.195e-5

(): The number of identified collapse modes



L₁ = 26.70(ton) L₂ = -13.46 L₃ = -34.65
 L₄ = -15.44 L₅ = 77.05 L₆ = -54.29
 L₇ = 125.84 L₈ = -102.49 L₉ = 94.03
 L₁₀ = 136.0 L₁₁ = 80.20 L₁₂ = 150.58

Fig. 7 Two-strut transverse frame

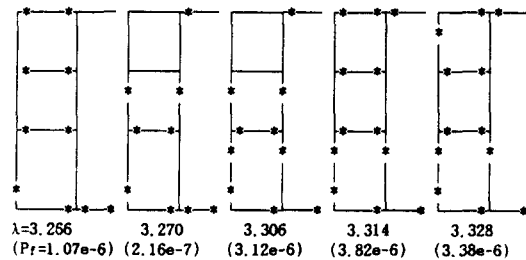


Fig. 8 Deterministic dominant collapse modes by Gorman's method

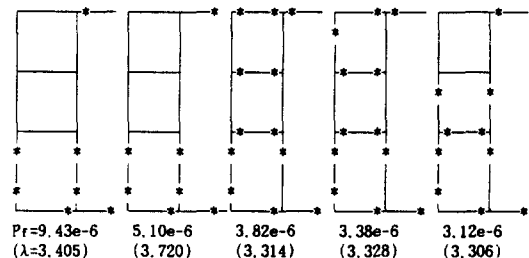


Fig. 9 Probabilistic dominant collapse modes by Gorman's method

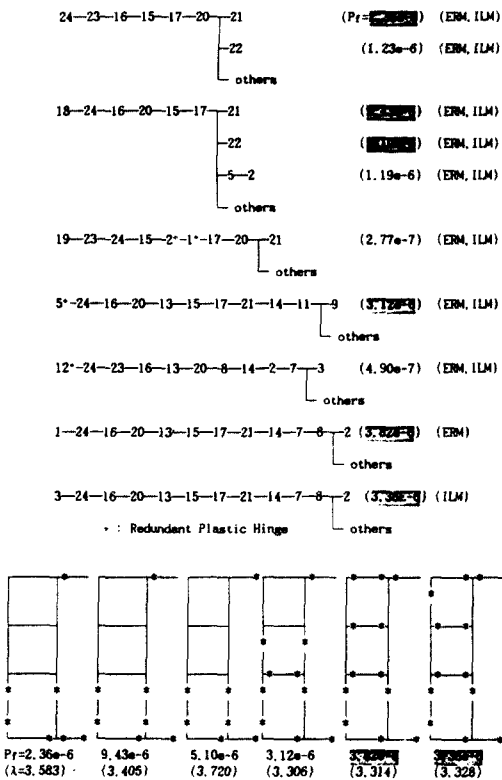


Fig. 10 Dominant collapse modes by ERM & ILM approach

Table 8 Numerical results of two strut transverse

first hinge	sections with the largest prob.	24-3.197e-2	
		23-6.527e-3	
Collap. Mode	failure path generated at first by ERM or ILM approach	16-3.347e-3	
		20-1.978e-3	
		15-1.624e-4	
		18-2.805e-5	
		19-2.439e-5	
		17-2.355e-6	
		21-2.641e-10	

‡ : Probability failure of this collapse mode

같은 모드들을 보여주고 이와 비교해서 Fig. 10는 본 연구에서 제시한 가상하중법과 하중증분법에 의해 생산한 파괴경로의 일부와 붕괴모드를 보여주고 있는데 앞의 예제에서와 같이 신뢰성지수와 붕괴 계수와의 관계가 대체로 일치함을 알 수 있으며 특히 Fig. 10의 마지막 두 붕괴모드는 가상하중법과 하중증분법이 서로 다르게 생산하는 경우를 보여주고 있다. Table 8은 확률론적으로 중요한 소성 붕괴 모드와 각 절점의 first hinge의 파괴확률을 나타내고 있다.

본 예제에서도 가상하중법과 하중증분법에 의해 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 구할 때 소성붕괴 기준을 굽힘모멘트만으로 한정할 경우 거의 동일한 붕괴모드를 생산하고 있음을 확인할 수 있었다. 이는 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 구하기 위해 사용한 branching방법을 두방법에 동일하게 적용한 결과이며 각 방법의 장단점이 본 연구에서 사용한 가정(굽힘모멘트만이 항복조건에 지배적이라는 가정)에 의해서는 분명하게 나타나지 않기 때문이라 사료된다.

6. 결 론

본 연구에서는 양이 사용한 방법과 가상하중법 그리고 하중증분법으로 나누어서 선체횡강도의 시스템 신뢰성해석을 수행하였다. 그 결과를 토대로 다음과 같은 결론을 유도할 수 있었다.

1) 선체 횡단면과 같이 부정정차수가 큰 구조물은 붕괴모드의 수가 매우 많아 붕괴모드를 구하는 데 시간이 많이 걸리므로 구조해석을 가능한 한 적게 하면서 확률론적으로 중요한 붕괴모드를 많이 생산하는 방법이 필요한데 가상하중법이나 하중증분법은 구조해석을 적게 하면서도 시스템 파괴확률에 큰 영향을 미치는 붕괴모드를 많이 생산함을 알 수 있다.

2) 일반적으로 부정정 구조물은 많은 여유강도를 보유하고 있는데 시스템 신뢰성해석은 이 여유강도를 효율적으로 추정하는 방법을 제시하고 있음을 알 수 있다. 특히 구조물의 붕괴모드는 구조물의 붕괴에 영향을 주는 인자들의 불확실량에 따라 달라지므로 이를 고려하지 않고 단순히 대표값만을 사용하는 결정론적 방법보다 이들 분산량을 적절히 고려하는 시스템 신뢰성해석이 설계관점에서 타당하다.

3) 항복조건에서 굽힘모멘트만이 중요한 경우 가상하중법이나 하중증분법은 거의 유사한 붕괴모드를

생산함을 알 수 있다. 따라서 구조시스템 파괴확률계산은 임의의 방법을 사용해도 좋은 근사값을 나타낸다. 그러나 항복조건에 전단력이나 축력 또는 interaction formula나 post-behavior를 사용할 경우는 각각의 장, 단점이 있으리라 사료되며 앞으로 이를 계속 연구하고자 한다.

후 기

이 논문은 한국과학재단이 지원한 90년도 목적기초 연구 수행의 결과이다. 동재단에 대하여 차체에 심심한 사의를 표한다.

참 고 문 헌

- [1] Gorman, M.R., "Automatic Generation of Collapse Mode Equation", *Jour. of Struct. Div.*, ASCE, ST7, 107, 1981.
- [2] Neal, B.G. and Symonds, P.S., "The Rapid Calculation of Plastic Collapse Loads for a Framed Structure", *Proc., Inst. Civ. Engrs.*, U.K., 1(3).
- [3] Nafday, A.M. and Corotis, R.B. and Cohon, J.L., "Failure Mode Identification for Structural Frames", *Jour. of Struct. Engineering*, Vol.113, No.7, 1987.
- [4] Corotis, R.B. and Nafday, A.M., "Structural System Reliability Using Linear Programming and Simulation", *Jour. of Struct. Engineering*, Vol.115, No.10, 1989.
- [5] Bjerager, P., "Plastic System Reliability by LP and FORM", *Compt. and Struct.*, Vol.31, No.2, 1989.
- [6] Rashedi, R. and Moses, F., "Application of Linear Programming to Structural System Reliability", *Compt. and Struct.*, Vol.24, No. 3, 1986.
- [7] Simoes, L.M.C., "Stochastically Dominant Modes of Frames by Mathematical Programming", *Jour. of Struct. Engineering.*, Vol.116, No.4, 1990.
- [8] Ma, H.F. and Ang, A.H-S., "Reliability Analysis of Redundant Structural Systems", *Report UILE-ENG-81.2013*, University of Illinois, 1981.
- [9] Moses, F., "System Reliability Developments in Structural Engineering", *Structural Safety*, Vol.1, 1982.
- [10] Christensen, P.T. and Murotsu, Y., "Application of Structural Systems Reliability Theory", Spring-Verlang, 1986.
- [11] Bennett, R.M. and Ang, A.H-S., "Formulation of Structural System Reliability", *Jour. of Engrg. Mech.*, Vol.112, No.11, 1986.
- [12] Ranganathan, R. and Deshpande, A.G., "Generation of Dominant Modes and Reliability Analysis of Frames", *Structural Safety*. 4(19 87).
- [13] 김수현, "Monte Carlo법을 이용한 파괴확률계산법 연구", 공학석사학위 논문, 서울대학교, 1990.
- [14] Cornell, C.A., "Bounds on the Reliability of Structural Systems", *Jour. of Struct. Div.*, ASCE 93(ST 1), 1967.
- [15] Ditlevsen, O., "Narrow Reliability Bounds for Structural Systems", *Jour. of. Struct. Mech.*, Vol.7(4), 1979.
- [16] 이주성, "TLP 해양구조물의 시스템 신뢰성 해석에 관한 연구", 대한조선학회지, 27권, 2호, 1990.
- [17] 이정재, "단계별 소성해석기법을 이용한 뼈대구조의 신뢰성해석모델개발", Ph.D thesis, 서울대학교, 1991.
- [18] 양영순, 임상진, "소성 강도 해석에 의한 Web frame의 시스템 신뢰성 해석", 대한조선학회 논문집, 28권, 2호, 1991.
- [19] Joo Sung Lee, "Reliability Analysis of Continuous Structural Systems", Ph.D thesis, University of Glasgow, 1989.